

Entwicklung neuartiger wimpernbasierter piezoelektrischer Antriebe

Development of novell cilliae based piezoelectric actuators

Zur Erlangung des akademischen Grades Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

Genehmigte Dissertation von Alvaro German Carrasco Subieta aus Santa Cruz – Bolivien

Tag der Einreichung: 10.07.2018, Tag der Prüfung: 10.12.2018

Darmstadt – D18

1. Gutachten: Prof. Dr.-Ing. Helmut F. Schlaak
2. Gutachten: Prof. Dr.-Ing. Thilo Bein



TECHNISCHE
UNIVERSITÄT
DARMSTADT

Institut EMK
Fachgebiet Mikrotechnik und Elektro-
mechanische Systeme



Entwicklung neuartiger wimpernbasierter piezoelektrischer Antriebe
Development of novell cilliae based piezoelectric actuators

Genehmigte Dissertation von Alvaro German Carrasco Subieta aus
Santa Cruz de la Sierra, Bolivien

Darmstadt, Technische Universität Darmstadt

Jahr der Veröffentlichung der Dissertation auf TUprints: 2019

1. Gutachten: Prof. Dr.-Ing. Herlmut F. Schlaak
2. Gutachten: Prof. Dr.-Ing. Thilo Bein

Tag der Einreichung: 10.07.18

Tag der Prüfung: 10.12.18

Veröffentlicht unter CC BY-NC-SA 4.0 International

<https://creativecommons.org/licenses/>

Entwicklung neuartiger wimpernbasierter piezoelektrischer Antriebe

vom Fachbereich
Elektrotechnik und Informationstechnik
der Technischen Universität Darmstadt

zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

Dissertation von

Alvaro German Carrasco Subieta (M.Sc.)

geboren am 26.11.1981
in Santa Cruz - Bolivien

Erstgutachter:
Zweitgutachter:

Prof. Dr.-Ing. Helmut F. Schlaak
Prof. Dr.-Ing. Thilo Bein

Darmstadt 2018

ERKLÄRUNGEN LAUT PROMOTIONSORDNUNG

§ 8 Abs. 1 lit. c PromO

Ich versichere hiermit, dass die elektronische Version meiner Dissertation mit der schriftlichen Version übereinstimmt.

§ 8 Abs. 1 lit. d PromO

Ich versichere hiermit, dass zu einem vorherigen Zeitpunkt noch keine Promotion versucht wurde.

In diesem Fall sind nähere Angaben über Zeitpunkt, Hochschule, Dissertationsthema und Ergebnis dieses Versuchs mitzuteilen.

§ 9 Abs. 1 PromO

Ich versichere hiermit, dass die vorliegende Dissertation selbstständig und nur unter Verwendung der angegebenen Quellen verfasst wurde.

§ 9 Abs. 2 PromO

Die Arbeit hat bisher noch nicht zu Prüfungszwecken gedient.

Darmstadt, den 10.07.2018

(Alvaro German Carrasco Subieta)



VORWORT

Die vorliegende Arbeit ist das Ergebnis meiner Tätigkeiten am Institut für Elektromechanische Konstruktionen an der Technischen Universität Darmstadt. Die Inhalte wurden initial von Forschungsarbeiten am LOEWE-Forschungszentrum (Landes Offensive zur Entwicklung wissenschaftlich ökonomischer Exzellenz) „AdRIA – Adaptronics – Research, Innovation, Application“ motiviert, die von 2011 bis 2016 erarbeitet wurden.


An erster Stelle will ich einen herzlichen Dank an meinen Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Helmut F. Schlaak richten. Während meiner Zeit am Institut lernte ich Ihre Ratschläge und voranbringenden konstruktiven Hinweise zu schätzen.

An Prof. Dr.-rer. nat. P. P. Pott für die Inspiration und den initialen Impuls des Themas. Gleichweise für die zahlreichen Austausche während unserer Zeit am Institut EMK.

Weiter gilt mein Dank Herrn Prof. Dr.-Ing. Thilo Bein für das Interesse an meiner Forschungsarbeit und die Anfertigung des Gutachtens zu meiner Dissertation als Zweitgutachter.

Bei meinem verehrten Kollegen Dr. Ing. Christian Hatzfeld möchte ich mich herzlich für die tiefgreifenden inhaltlichen und formalen Kommentare bei der Fertigung dieses Dokuments bedanken. Ich weiß sehr zu schätzen, dass Sie sich außerdienstlich Zeit dafür genommen haben.

Ein Dank gebührt auch meiner liebevollen Ehefrau Katja Wassermann für Deine sprachliche Unterstützung, Rückgrat und Verständnis über die Jahre, die die Vollendung dieser Arbeit gebraucht hat, und dafür, dass Du die Betreuung unseres Neugeborenen mit so viel Liebe und Geduld übernommen hast, als ich logistisch nicht da sein konnte. Dafür werde ich Dir immer dankbar sein. Mein Herz gehört Dir.



Auch an meine Eltern Gaston Carrasco Mendizabal und Betty Subieta Quintanilla ein Dank aus tiefstem Herzen. Ihr habt mir ein sehr gutes Leben gegeben und mir beigebracht, dass Hindernisse da sind, um über sie hinauszuwachsen.

Letztendlich gilt mein Dank allen Mitarbeitern des Instituts EMK für die unterhaltsamen gemeinsamen Stunden.

Darmstadt, im Juli 2018


Alvaro German Carrasco Subieta

KURZFASSUNG

Gegenstand dieser Arbeit ist die Entwicklung von wimpernbasierten piezoelektrischen Kleinantrieben. Diese neuartigen Kleinantriebe zeichnen sich dadurch aus, dass sie ein Piezoelement als Wegquelle und einen elastischen Reibkörper aus flächig verteilten Wimpern mit definierter Anfangsneigung einsetzen, um Hub und Kraft durch anisotrope Reibung mit der Kontaktfläche zum Läufersystem zu übertragen. Dabei kann die Vorschubkraft, bzw. die Reibkraft, über die Vergrößerung der Wimpernschicht erhöht werden. Große schrittartige Bewegungen werden durch kinematische Strukturen erreicht, die die Mikrohübe aus dem Piezoelement vergrößern und zum Reibkörper übertragen. Die Geschwindigkeit kann über die Steuerfrequenz des Piezoelements bestimmt werden. Das Konzept der Wimpernantriebe wurde für zwei Bewegungsprinzipien ausgearbeitet und in der Entwicklung von zwei Kleinantrieben umgesetzt und evaluiert.

Für die Berechnung der Biegeverformung der Wimpern im Reibkörper wurde die Klassifizierung der vier Ordnungen der Theorie elastischer Biegung verwendet. Die Großverformungen der Wimpern wurden im Rahmen der dritten Ordnung eingeordnet und anhand elliptischer Transformationen berechnet. Im Herstellungsprozess des elastischen Wimpern-Reibkörpers werden Kohlenstoffasern mit einem Durchmesser von $6\text{ }\mu\text{m}$ über eine Reihe maschinell unterstützter Vorgänge bearbeitet und chemisch behandelt, um die Fasern mit der Anfangsneigung von 45° und der Länge von etwa 2 mm flächig zu verteilen. Durch die experimentelle Untersuchung der Reibpaarung der Faserarrays aus etwa $48\,000$ Kohlenstofffasern mit verschiedenen Kontaktflächen wurde der passende Reibpartner für die Wimpernantriebe gewählt. Für die Experimente wurden Messvorrichtungen entwickelt, die die Beanspruchung der Fasern in beiden Wimpernantrieben nachbilden. In einem weiteren Schritt wurden monolithische Hebelstrukturen entwickelt, die das Piezoelement einspannen und den Kohlenstofffaser-Reibkörper fixieren. Die aktiven Statoren sind auf Laufwagen von Profilschienenführungen montiert.

In der Charakterisierung der Wimpernantriebe wurden Schrittgrößen von $200\text{ }\mu\text{m}$ erreicht. Dabei wurde nachgewiesen, dass eine lineare




Proportionalität zwischen Geschwindigkeit und Steuerfrequenz besteht, die bei der Steigerung von Zugkräften nachlässt. Das große Potential der Wimpern-antriebe besteht darin, die Vorschubkraft über die Skalierfähigkeit des Kohlenstofffaser-Reibkörpers oder über die Faserlänge zu verbessern.

ABSTRACT

The subject of this study is the development of small cilia-based piezoelectric actuators. These innovative microdrives are characterized by the use of a piezoelectric element as source of displacement and an elastic friction body of cilia distributed on the substrates surface in array form with a defined initial inclination to transmit stroke and force by anisotropic friction with the contact surface to the rotor system. Thereby, the feed force, or the frictional force, can be increased by enlarging the cilia layer. Large step-like movements are achieved by kinematic structures, which enlarge the micro-strokes from the piezoelectric element and transfer them to the friction body. The speed can be determined through the control frequency of the piezoelectric element. The concept of cilia-based drives was developed for two principles of movement and implemented and evaluated in the development of two small drives.

For the calculation of the bending deformation of the cilia in the friction body, the classification of the four orders of the theory of elastic bending was used. The large deformations of the cilia were classified in the third order and calculated using elliptic transformations. In the process of manufacturing the elastic cilia-based friction body, $6\text{ }\mu\text{m}$ diameter carbon fibers are processed and chemically treated by a series of machine assisted processes to distribute the fibers on the substrates surface with the initial inclination of 45 degrees and the length of about 2 mm. By experimentally examining the friction pairing of the fiber arrays of approximately 48 000 carbon fibers with different contact surfaces, the appropriate friction partner for the cilia-based drives was chosen. For the experiments, measuring devices were developed, which simulate the stress of the fibers in both cilia-based drives. In a further step, monolithic lever structures were developed, which clamp the piezo element and fix the carbon fiber friction body. The active stators are installed on carriages of profiled rail guides.

During the characterization of the cilia-based drives, step sizes of $200\text{ }\mu\text{m}$ were achieved. It has been proven that there is a linear proportionality between speed and control frequency, which decreases when pulling forces are



increased. The great potential of the cilia-based drives is to improve the feed force by scaling the carbon fiber friction body or fiber length.

INHALTSVERZEICHNIS

SYMBOLVERZEICHNIS	XV
--------------------------------	-----------

1. EINFÜHRUNG ZU WIMPERNBASIERTEN PIEZOELEKTRISCHEN KLEINANTRIEBEN.....	1
1.1. Einführung in die Piezoantriebstechnik.....	2
1.1.1. Piezoelektrische Stapel-Aktoren in der Antriebstechnik	5
1.1.2. Piezoelektrische Antriebsysteme.....	8
1.2. Motivation zu Wimpernantrieben.....	10
1.3. Bauelemente und Funktionsprinzipien der Wimpernantriebe	11
1.3.1. Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus	11
1.3.2. Wimpernantrieb im parallelen Betriebsmodus	13
1.4. Ziele und Aufbau der Arbeit	15
2. STAND DER TECHNIK UND FORSCHUNG ZU PIEZOELEKTRISCHEN ANTRIEBSYSTEMEN	17
2.1. Stand der Technik.....	17
2.1.1. Wanderwellenmotor	17
2.1.2. Schrittweise Piezoantriebe	18
2.1.3. PLine®-Antrieb.....	21
2.1.4. Elliptec Antrieb	23
2.1.5. Piezoelektrischer Lammellenmotor.....	24
2.1.6. Piezoelektrischer Trägheitsantrieb mit tangentialer Anregung.....	26
2.2. Stand der Forschung	27
2.2.1. Wimpern in aktiver Führung von flexiblen Endoskopen.....	27
2.2.2. Vorarbeiten zum piezoelektrischen Wimpernantrieb	29
2.3. Fazit zum Stand der Technik und Forschung.....	32

3.	GRUNDLAGEN ZU KOHLENSTOFFFASERN	35
3.1.	Kohlenstofffasern als Wimpern im Reibkörper der Antriebe	35
3.2.	Herstellung und Bearbeitung von Kohlenstofffasern	38
3.2.1.	Definition und Typen von Kohlenstofffasern	38
3.2.2.	Industrielle Herstellung von Kohlenstofffasern	40
3.2.3.	Bearbeitung von Kohlenstofffasern in der CFK-Herstellung	46
3.3.	Fazit für die Herstellung des elastischen Reibkörpers der Wimpernantriebe	48
4.	ELASTISCHES VERHALTEN DER WIMPERN-FASER UNTER REIBBELASTUNG	51
4.1.	Gleichgewichtsbedingungen für die Kohlenstofffaser-Wimpern	51
4.1.1.	Gleichgewichtsbedingungen bei der Interaktion von Einzelfasern mit Kontaktflächen beim Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus	52
4.1.2.	Kohlenstofffaser-Reibkörper des Antriebs im parallelen Betriebsmodus	54
4.2.	Biegeverformung der Einzelfasern	56
4.2.1.	Vorkrümmung der Einzelfasern aufgrund des Eigengewichts	59
4.2.2.	Einblick in die 4 Ordnungen der Theorie elastischer Biegung	60
4.2.3.	Modellierung der Großverformung von Kohlenstofffasern	68
4.2.4.	Vergleich der 1., 2. und 3. Ordnung der Theorie elastischer Biegung	78
4.3.	Analytische Untersuchung der Übertragungsverhältnisse der Kohlenstofffaser-Wimpern	82
4.3.1.	Übertragungsverhältnisse bei Großverformungen der Fasern	83
4.3.2.	Eigenfrequenz der Einzelfaser	86
4.4.	Kurze Zusammenfassung zum Kapitel	89
5.	TECHNOLOGISCHE FERTIGUNG VON FASERARRAYS FÜR DEN REIBKÖRPER	91
5.1.	Einsatz beschichteter Kohlenstofffasern als Ausgangs-material	92
5.2.	Einbettung der Fasern und Gestaltung der Polymermatrix	95
5.2.1.	Reinigung und Ausrichtung der Fasern aus der Ausgangsschnur ...	97

5.2.2.	Polymereinbettung der Fasern	102
5.2.3.	Herstellung der Parallelgramm-Matrizen	114
5.3.	Verbindung der Fasern in der Matrix mit dem Substrat	118
5.3.1.	Partielle Entfernung der Polymermatrix	119
5.3.2.	Verbindung der Fasern in der Matrix mit dem Substrat	123
5.4.	Chemische Behandlung der Matrizen zur Fertigung der Faserarrays	132
5.4.1.	Entfernung der Polymermatrix	132
5.4.2.	Entfernung der Nickelbeschichtung	135
5.5.	Erstuntersuchung der Biegsamkeit der Fasern in den Arrays	137
5.6.	Kurzes Fazit zum Prozess und dessen Ergebnisse	140
6.	CHARAKTERISIERUNG VON FASERARRAYS FÜR WIMPERNANTRIEBE IM ORTHOGONALEN BETRIEBSMODUS	143
6.1.	Tribologischer Fall der Reibpaarung Reibkörper/Kontaktfläche	143
6.1.1.	Kurze Einführung wichtiger Konzepte der Tribologie	144
6.1.2.	Fragenstellungen zu den experimentellen Untersuchungen der Interaktion zwischen Faserarrays und Kontaktflächen	146
6.2.	Charakterisierung der Reibpaarung zwischen Faserarrays und Kontaktflächen	147
6.2.1.	Design der Untersuchungen	148
6.2.2.	Messaufbau	152
6.2.3.	Messergebnisse aus der Charakterisierung der Reibpaarung	163
6.3.	Zusammenfassung und Aussagen aus den Messergebnissen	180
6.3.1.	Vergleich der Messergebnisse mit dem eingesetzten Modell des Biegeverhaltens der Einzelfaser	183
6.3.2.	Vergleich der elastischen Eigenschaften von Einzelfasern anderer Längen bei der Reibpaarung mit ausgewählter Kontaktfläche	186
7.	UNTERSUCHUNG DES REIBVERHALTENS VON FASERARRAYS FÜR WIMPERNANTRIEBE IM PARALLELEN BETRIEBSMODUS	191
7.1.	Der Messaufbau	191
7.2.	Messergebnisse zum Reibverhalten von Faserarrays für den Antrieb im parallelen Betriebsmodus	195
7.3.	Schlüsse aus den Messungen des Reibungsverhaltens	201

8.	GESTALTUNG DER WIMPERNANTRIEBE	203
8.1.	Gestaltung des Wimpernantriebs für den orthogonalen Betriebsmodus	203
8.1.1.	Konzept der Hebelstruktur vom Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus.....	204
8.1.2.	Entwurf der Hebelstruktur.....	206
8.1.3.	Vorbereitung der Hebelstruktur	212
8.1.4.	Validierung der Hubvergrößerung der Hebelstruktur	213
8.1.5.	Zusammenbau des Wimpernantriebs im orthogonalen Betriebsmodus.....	215
8.2.	Gestaltung des Wimpernantriebs für den parallelen Betriebsmodus	218
8.2.1.	Konzept der Hebelstruktur vom Antrieb im parallelen Betriebsmodus.....	219
8.2.2.	Vorbereitung der Hebelstruktur	221
8.2.3.	Validierung der Hubvergrößerung der Hebelstruktur	222
8.2.4.	Zusammenbau des Wimpernantriebs für den parallelen Betriebsmodus.....	223
8.3.	Fakten aus dem Kapitel	225
9.	MESSTECHNISCHE CHARAKTERISIERUNG DER WIMPERNANTRIEBE	227
9.1.	Messvorrichtung für die Charakterisierung der Wimpernantriebe...	227
9.2.	Die Charakterisierung der Wimpernantriebe.....	231
9.2.1.	Messergebnisse aus der Charakterisierung des Wimpernantriebs im orthogonalen Betriebsmodus	232
9.2.2.	Messergebnisse aus der Charakterisierung des Wimpernantriebs im parallelen Betriebsmodus.....	235
9.2.3.	Vergleich der Messergebnisse beider Antriebe.....	237
9.3.	Fazit zum Kapitel	239
10.	ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK	241
	LITERATURVERZEICHNIS	253
	EIGENE VERÖFFENTLICHUNGEN	262

BETREUTE STUDENTISCHE ARBEITEN ZUM FORSCHUNGSGEBIET	264
ANHANG A DER WIMPERNBASIERTE ROTATIONSANTRIEB	265
ANHANG B ERGÄNZUNG ZUR BERECHNUNG DER BIEGEVERFORMUNG	266
ANHANG C KONSTRUKTIONSZEICHNUNGEN DES WIMPERNANTRIEBS IM ORTHOGONALEN BETRIEBSMODUS	269
ANHANG D KONSTRUKTIONSZEICHNUNGEN DES WIMPERNANTRIEBS IM PARALLELEN BETRIEBSMODUS.....	270
ANHANG E KONSTRUKTIONSZEICHNUNG EINER SONNERNRADBLATTFEDER AUS DER KRAFTFÜHRUNG.....	271



Symbolverzeichnis

$A_{h,i}$	Horizontale Lagerreaktionskraft an der Einspannung einer Einzelfaser
$A_{v,i}$	Vertikale Lagerreaktionskraft an der Einspannung einer Einzelfaser
$C_{FKG,i}$	Steifigkeit der Festkörpergelenke der Hebelstruktur
C_{Roll}	Rollwiderstandskoeffizient
C_T	Federsteifigkeit der elastischen Gelenke der Hebelstruktur (in Kap1)
C_{T_VP}	Federsteifigkeit der Vorspannung der Piezokeramik
C_x	Federsteifigkeit der elastischen Horizontalführung der Kontaktfläche im Messaufbau zur Charakterisierung der Reibpaarung zw. Faserarrays und Kontaktflächen
D	Dielektrische Verschiebung
E	Elektrische Feldstärke
E	Elastizitätsmodul
$E(\vartheta, p)$	Elliptische Integral 2. Gattung
$F(\vartheta, p)$	Elliptische Integral 1. Gattung
F_{Gegen}	Gegen die Vorschubkraft am Antriebsläufer wirkende Kraft
$F_{LH\#}$	Horizontale Lagerreaktionskräfte beim vertikal geführten Körper
$F_{LV\#}$	Vertikale Lagerreaktionskräfte beim horizontal geführten Körper
F_N	Normalkraft
F_N	Normalkraft

F_{N0}	Voranpresskraft
F_{NWalze}	Durch Feder an der Achse einem Walzkörper wirkende Normalkraft
F_{Ni}	Normalkraft bei der Reibpaarung der Kontaktfläche mit einer Einzelfaser vom Reibkörper des Wimpernantriebs
F_P	Pressende Kraft am Versiegelungssystem
F_{Piezo}	Kraft aus dem Piezoelement
F_R	Reibkraft
F_R	Reibkraft
F_{Ri}	Reibkraft aus der Reibpaarung der Kontaktfläche mit einer Einzelfaser vom Reibkörper des Wimpernantriebs
F_{Roll}	Rollreibungskraft
$F_{Vorschub}$	Am Läufer vorschubwirkende Kraft, die aus der Reibpaarung der Kontaktfläche mit allen Fasern vom Reibkörper ergeben ist
F_{Zug}	Zugkraft
F_m	Kraft, die durch eine Masse eingeleitet wird
$F_{An,i}$	Die Hilfs-Anregungskraft, die auf der Kontaktfläche wirkt im Bewegungsprinzip der Wimpernantriebe bei der Betrachtung der Einzelfaser.
F_x	Horizontale Kraft, die die $\frac{1}{2}$ der Piezokraft F_{Piezo} im Wimpernantrieb darstellt
F_y	Vertikalkraft, die die $\frac{1}{2}$ der Normalkraft F_N darstellt, die an der Hebelstruktur in Wimpernantriebe ausgeübt ist
G_x	Horizontalkomponente des Eigengewichts einer Einzelfaser im Hilfskoordinatensystem (X, Y)
G_y	Vertikalkomponente des Eigengewichts einer Einzelfaser im Hilfskoordinatensystem (X, Y)
G	Gewicht einer Einzelfaser
H	Höhe der parallelogramm-förmige Matrix mit ausgerichteten Kohlenstofffasern
H	Höhe der Polymermatrizen und der Arrays aus Kohlenstofffasern



I	Flächenträgheitsmoment
M	Moment
R	Kerbradius der Festkörpergelenke von der Hebelstruktur
S	Relative mechanische Dehnung
SG_{OM}	Schrittgröße des Wimpernantriebs im orthogonalen Betriebsmodus
SG_{PM}	Schrittgröße des Wimpernantriebs im parallelen Betriebsmodus
T	Mechanische Spannung
U	Elektrische Spannung
Q_-	Negativer Ladungsschwerpunkt
Q_+	Positiver Ladungsschwerpunkt
R_0	Bezeichnung der Kontaktflächen mit Asperitenhöhen im Bereich von $1\ \mu\text{m}$, nach ihrer Herstellung. Die Rauheitslinien wurden dabei in Richtung der Kraftübertragung angefertigt.
R_0, R_1 und R_2	Nummerierung von Umlenkrollen
R_1	Bezeichnung der Kontaktflächen mit Asperitenhöhen im Bereich von $3\ \mu\text{m}$. Die Rauheitslinien wurden dabei in Richtung der Kraftübertragung angefertigt.
R_2	Bezeichnung der Kontaktflächen mit Asperitenhöhen im Bereich von $9\ \mu\text{m}$. Die Rauheitslinien wurden dabei in Richtung der Kraftübertragung angefertigt.
R_3	Bezeichnung der Kontaktflächen mit Asperitenhöhen im Bereich von $30\ \mu\text{m}$. Die Rauheitslinien wurden dabei in Richtung der Kraftübertragung angefertigt.
R_4	Bezeichnung der Kontaktflächen mit Asperitenhöhen im Bereich von $9\ \mu\text{m}$. Die Rauheitslinien wurden dabei in orthogonaler Richtung zur Kraftübertragung angefertigt.
R_i	Zusammenführung der Kräfte F_{Ri} und F_{Ni} .
$\ddot{U}_{\text{Hebelstruktur}}$	Hubvergrößerungsverhältnis der Hebelstruktur
$\ddot{U}_{\text{Reibkörper}}$	Hubübertragungsverhältnis durch den elastischen Reibkörper

W_0 und W_1	Nummerierung von Walzen
(X, Y)	Hilfskoordinatensystem, mit X entlang der Faserachse und Y senkrecht dazu.
d_s	Keramiksichtdicke
d_i	Piezoelektrische Ladungskonstante
$f_{c,x}$	Horizontalanteil der Eigenfrequenz von Einzelfasern
$f_{c,y}$	Vertikalanteil Eigenfrequenz von Einzelfasern
f_c	Eigenfrequenz der Einzelfaser vom elastischen Reibkörper des Wimpernantriebs
f_c	Eigenfrequenz von Einzelfasern
h_{OF}	Höhenabweichung der Oberfläche
l_F	Länge der Kohlenstofffaser-Wimpern
s_p	Kehrwert des E-Moduls
\dot{x}	Erste Ableitung von x nach s
\ddot{x}	Zweite Ableitung von x nach s
x_{Aus}	Ausgangshub am Läufer bei der mechanischen Verformung der Einzelwimpern
x_{Faser}	Koordinaten auf der x -Achse eines Punktes entlang der gebogenen Faser im Ausgangskordinatensystem (x, y)
\dot{y}	Erste Ableitung von y nach s
\ddot{y}	Zweite Ableitung von y nach s
$y_1(x)$	Vertikale Verschiebung aufgrund Biegung, nach 1. Ordnung der Theorie elastischer Biegung
$y_2(x)$	Vertikale Verschiebung aufgrund Biegung, nach 2. Ordnung der Theorie elastischer Biegung
y_{Ein}	Hub als Eingangsgröße bei der Anregung der Einzelwimpern
y_{Faser}	Koordinaten auf der y -Achse eines Punktes entlang der gebogenen Faser im Ausgangskordinatensystem (x, y)

$\gamma_{W_1}, \gamma_{R_0}, \gamma_{R_1}, \gamma_R$	Umschlingungswinkeln der Schnur aus vernickelten Kohlenstofffasern um Walze W_1 und um die Umlenkrollen R_0, R_1 und R_2 .
ε_{ik}	Dielektrizitätskonstante
ε_x	Normierter Kraftmodul mit R_x
μ_0	Reibbeiwert
μ_{00}	Haftreibungskoeffizient beim trockener Reibpaarung zwischen Schnur von vernickelten Kohlenstofffasern und Gummiwalze
μ_{Gl}	Gleitbeiwert
$\mu_{Gl-Nass}$	Gleitreibungskoeffizient in der nassen Reibpaarung zwischen Schnur aus vernickelten Kohlenstofffasern und Umlenkrollen aus PTFE
$\varsigma_{0,i}$	Ausgangsneigung der Hebelarme in der Hebelstruktur
$\varsigma_{1,i}$	Endneigung der Hebelarme in der Hebelstruktur
τ_0	Scherspannung an der Reibfläche
φ_0	Maximale Biegeneigung am Faserende
ϑ_{min}	Minimaler Wert des Winkelmoduls ϑ beim Wert von 0 vom φ
Δl_{Piezo}	Längsänderung, Piezo
Δl_{Piezo}	Auslenkung der Piezokeramik
ΔX	Verschiebung auf der X -Achse
ΔY	Verschiebung auf der Y -Achse
Δl	Längenänderung, piezo
Δr	Exzentrizitätsgröße, bzw. Abweichung vom Radius an der Exzentrerscheibe
Δx	Kleinverschiebung auf der x -Achse
Δy	Kleinverschiebung auf der y -Achse
$\Delta \varsigma$	Neigungsänderung der Hebelarme in der Hebelstruktur
h	Materialdicke der Festkörpergelenke
Ω	Wirkneigung der Kraft R_i
b	Balkenbreite der Festkörpergelenke

ds	Infinitesimales Segment von s
dx	Infinitesimales Segment von x
dy	Infinitesimales Segment von y
k	Stellwegübersetzung
k	Vergrößerung der Piezoauslenkung durch die Hebelstruktur
$k \Delta x$	Verstärkte Kleinverschiebung auf der x -Achse
$k \Delta y$	Verstärkte Kleinverschiebung auf der y -Achse
l, a, b	Länge, Breite und Höhe der stabförmigen Polymermatrix, in welcher die Kohlenstofffasern eingebettet sind
p	Exzentrizitätsmoduls des ellipsoiden Kurvenverlaufs
s	Krümmungsbogen oder -achse der gebogenen Faser
t	Zeit
t	Stegbreite vom Festkörpergelenk mit runden Kerbungen
y'	Erste Ableitung von y nach x
y''	Zweite Ableitung von y nach x
\dot{y}	Erste Ableitung von y nach s
\ddot{y}	Zweite Ableitung von y nach s
\dot{x}	Erste Ableitung von x nach s
\ddot{x}	Zweite Ableitung von x nach s
(x, y)	Globales Koordinatensystem
α	Anfangsneigung der Fasern
β	Verhältnis zwischen Stegbreite und Kerbradius der Festkörpergelenke
γ	Verhältnis zwischen Balkenbreite und Kerbradius
δ	Verhältnis zwischen Real- und Scheinfläche bei der Reibpaarung elastischer Körpern
ε	Normiertes Modul der Wurzel von der Kraft R_i durch die Biegesteifigkeit EI

θ	Gesamtlaufwinkel, der aus der Summe von φ_0 und Ω ergeben ist
κ	Krümmung
ξ	Extensionales Verhältnis, x/l_F , bei der gebogenen Faser von Länge l_F
φ	Laufende Biegeneigung entlang der Biegelinie eines Biegebalkens
ω	Drehgeschwindigkeit vom Trommel
ϑ	Winkelmodul oder Winkelamplitude
ϱ	Krümmungsradius



1. EINFÜHRUNG ZU WIMPERNBASIERTEN PIEZOELEKTRISCHEN KLEINANTRIEBEN

Piezoelektrische Antriebe sind kleine Motoren, die die mikroskopischen Hübe aus piezoelektrischen Elementen nutzen, um eine Makrobewegung zu generieren. Diese können abhängig von der mechanischen Konfiguration des Antriebs rotatorisch oder linear sein. Sie erfolgen durch die kontinuierliche Übertragung von Stellwegen aus den Piezoelementen an bewegungsführende Rotor- oder Läufermechanismen.

Die Größe der Stellwege reicht vom Submikrometer- bis in den Mikrometerbereich. Stellwege größer als $20\,\mu\text{m}$ werden i.d.R. durch eine mechanische Vergrößerung der Mikrohubbe aus einem einzelnen Piezoelement oder durch eine Aneinanderreihung von mehreren Piezoelementen erreicht. Die Piezoelemente verhalten sich grundsätzlich wie Kondensatoren, die proportionale mechanische Verformungen bei Änderungen ihres Ladungszustands aufweisen. Die elektrisch gesteuerten mechanischen Änderungen können somit entweder als Kraft- oder als Wegquelle eingesetzt werden. Kleinere Stellwege bis in den Submikrometerbereich werden im Regelfall durch eine Änderung der elektrischen Steuerungssignale erreicht.

Die Makrobewegungen auf Basis der schrittartigen Mikrobewegungen erfolgen gewöhnlich durch diskrete kontinuierliche oder nicht-kontinuierliche Reibkontakte, die entweder abwechselnd Haft- und Gleitreibung oder nur Haftreibung nutzen. Aus diesem Grund wird bei der Entwicklung von piezoelektrischen Antrieben großer Aufwand bei der Auswahl von geeigneten Materialien für die Reibpaarung betrieben, die neben einem hohen Reibbeiwert auch eine hohe Lebensdauer aufweisen. Zusätzlich werden für die Steuerung von Piezoantrieben aufwändige elektronische Schaltungen für das dynamische Betreiben des Piezoelements entwickelt, üblicherweise im Sub-kHz bis in den kHz-Bereich. Dabei wird das Piezoelement kontrolliert gesteuert, so dass die Reibungsvorgänge gezielt und wiederholt für die Entwicklung der Makrobewegungen des Aktorsystems ausgelöst werden.

Der hohe Aufwand in der Konstruktion und Entwicklung komplexer Steuerungselektronik in Piezoantriebssystemen schlägt sich in hohen Anschaffungskosten nieder. Dies verhindert eine stärkere Präsenz der piezoelektrischen Technologien im Antriebsmarkt. Daher ist das übergeordnete Ziel dieser Arbeit, neue Piezoantriebskonzepte vorzustellen,

die anhand monolithischer Strukturen eine geringe Bauteileanzahl und einfach zu steuernde und dennoch robuste Bewegungsprinzipien aufweisen. Diese Eigenschaften weisen auf ein hohes Miniaturisierungspotential und Massentauglichkeit hin. Dies wird in der vorliegenden Arbeit in Form von zwei grundlegenden Betriebsmodi der wimpernbasierten piezoelektrischen Antriebe angestrebt, deren Entwicklung vorgestellt wird.

In diesem Kapitel wird zunächst eine Einführung in die Piezoantriebstechnik gegeben, gefolgt von der Motivation der Arbeit. Im Anschluss werden die Bauelemente und Funktionsprinzipien der Antriebe vorgestellt, die im Rahmen der Forschungsarbeit entwickelt wurden. Abschließend folgt die Vorstellung der Ziele der Forschungsarbeit und des Aufbaus der vorliegenden Doktorarbeit.

1.1. EINFÜHRUNG IN DIE PIEZOANTRIEBSTECHNIK

Der piezoelektrische Effekt wird heutzutage im alltäglichen Leben in Produkten wie Feuerzeugen bei der Gasentzündung oder auch in Lautsprechern oder Signalgebern bei der elektromechanischen Wandlung verwendet. In Industrieanwendungen lässt er sich als mechanische Anregungsquelle in Antriebssystemen in der Mikropositionierung, in der Schwingungsdämpfung oder in der Ventilsteuerung einsetzen. In der Kraftfahrzeugtechnik reduzieren piezogetriebene Einspritzventile die Stellzeiten und verbessern die Laufruhe und Abgasqualität von Verbrennungsmotoren.

Alles begann 1880 mit den Brüdern Jacques und Pierre Curie. Sie entdeckten, dass bei uniaxialer Druckeinwirkung auf der Oberfläche verschiedener natürlicher Kristalle, wie Quarz und Turmalin, eine proportionale messbare elektrische Spannung auftritt, die sich auf die Verschiebungen der Ladungsschwerpunkte im Material zurückführen lässt. Das Phänomen wurde von Hankel Piezoelektrizität benannt. Das Wort Piezo kommt aus dem Griechischen und bedeutet Druck. 1881 sagte G. J. Lippmann den inversen piezoelektrischen Effekt vorher, demzufolge durch Anlegen eines elektrischen Feldes eine mechanische Dehnung des piezoelektrischen Materials auftritt. Dehnung entsteht, weil im E-Feld Coulombsche Kräfte zwischen Ladungen wirken. Die Brüder Curie verifizierten diesen inversen Piezo-Effekt im gleichen Jahr. Die erste Anwendung von piezoelektrischen Kristallen war nach Heywang, et al. [1] der Quarz-Oszillator von W. G. Cady ca. 1920.

In natürlichen monokristallinen Materialien ist der Piezoeffekt jedoch klein. Der industrielle Durchbruch kam in den 1940er Jahren mit polykristallinen ferroelektrischen Keramiken wie Bariumtitanat (BaTiO_3) und Blei-Zirkonat-Titanat (PZT), welche nach Toyoda [2] nutzbare Ausgangsgrößen aufwiesen. 1950 erhielt Walter P. Kistler das Patent auf den Ladungsverstärker, wodurch laut Janschek [3] die piezoelektrische Messtechnik in Industrieanwendungen eingeführt wurde. Abbildung 1.1 stellt in (a) den direkten und in (b) inversen Piezoeffekt dar.

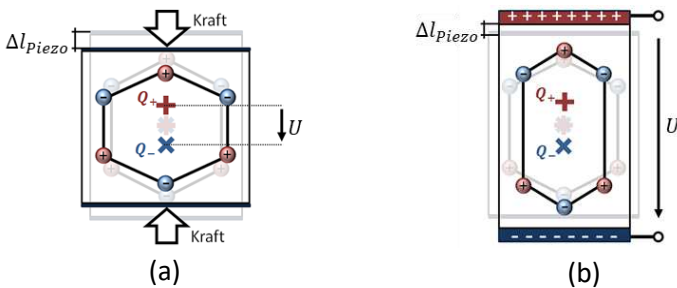


Abbildung 1.1 Prinzipdarstellung des piezoelektrischen Effekts. Dabei stellen Q_+ und Q_- die positiven und negativen Ladungsschwerpunkte, Δl_{Piezo} die Ausdehnung des Piezomaterials und U die elektrische Spannung dar. (a) Direkter piezoelektrischer Effekt. (b) Inverser piezoelektrischer Effekt.

Für die richtungsabhängigen Koeffizienten und Tensoren piezoelektrischer Materialien sind analog zum kartesischen Koordinatensystem (x, y, z) drei Raumrichtungen (1,2,3) definiert. Dabei deutet die Achse 3 die eingeprägte Polarisationsrichtung des Piezomaterials an. Scherungen sind an den Achsen mit 4,5,6 bezeichnet. Das Koordinatensystem ist in Abbildung 1.2 mit einem in Achsenrichtung 3 dehrenden Beispielkörper dargestellt.

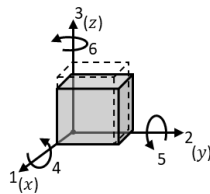


Abbildung 1.2 Darstellung der Richtungsachsen für piezoelektrische Materialien.

Die indizierten piezoelektrischen Grundgleichungen Gl. 1.1 und Gl. 1.2 beschreiben den Zustand eines piezoelektrischen Materials. Sie verdeutlichen die Verbindung zwischen physikalischen und mechanischen Größen. Dabei ist $S = \Delta l_{\text{piezo}} / l_{\text{piezo}}$ die relative mechanische Dehnung in m/m, T die mechanische Spannung in N/m², D die dielektrische Verschiebung in C/m², und E die elektrische Feldstärke in V/m.

$$S_p = s_{pq}^E \cdot T_q + d_{pk} \cdot E_k \quad \text{Gl. 1.1}$$

$$D_i = d_{iq} \cdot T_q + \varepsilon_{ik}^T \cdot E_k \quad \text{Gl. 1.2}$$

Die tiefgestellten Indizes (i, k, p, q) bezeichnen die Richtungsachsen anisotroper Konstan-ten. d beschreibt die piezoelektrische Ladungskonstante in C/N bzw. m/V das Verhältnis der mechanischen Verzerrung zur Feldstärke, s die Elastizitätskonstante bzw. den Kehrwert des E-Moduls in m²/N und ε die Dielektrizitätskonstante in F/m, die das Verhältnis der elektrischen Verschiebung zur Feldstärke darstellt. Die hochgestellten Indizes weisen darauf hin, dass sie für den konstanten Wert der jeweiligen Indexgröße festgelegt sind. Abbildung 1.3 (a) zeigt Beispiele indizierter Konstanten und (b) die indizierte Gl. 1.1.

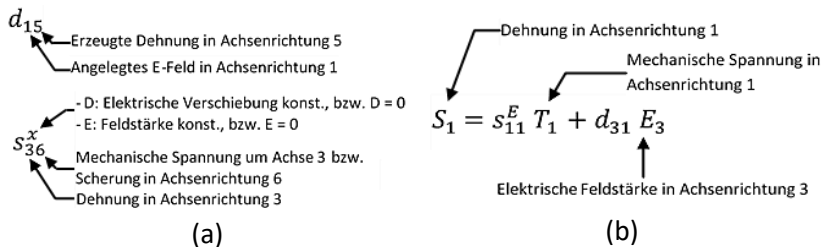


Abbildung 1.3 (a) Beispiele der Indexnutzung beim inversen Piezoeffekt. Oben: Piezoelektrischer Koeffizient d . Unten: Elastizitätskonstante s . (b) Beispiel zur Indexierung der piezoelektrischen Grundgleichung Gl. 1.1. für Dehnung in Achsenrichtung 1 bei Nutzung des inversen Piezoeffekts.

Die vollständigen piezoelektrischen Gleichungen können aus der Arbeit von Yang [4] entnommen werden. Die Grundformen industrieller Piezowandler weisen Geometrien von Scheiben, Platten, Stäben, Scherplatten und Rohren auf. Abhängig von der Dehnungsrichtung werden sie z.B. beim inversen Piezoeffekt als Radial-, Dicken-, Transversal-, Longitudinal-, Scher- oder Biegeschwinger bezeichnet. Abbildung 1.4 stellt Beispiele von Piezoaktoren nach Dehnungsart und nach Grundformen vor.

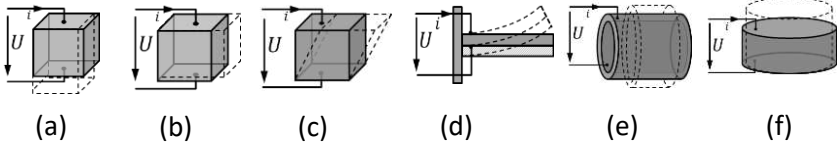


Abbildung 1.4 Grundformen von Piezowandlern. (a) d33, Längseffekt. (b) d31, Quer- oder Transversaleffekt. (c) d15, Schereffekt. (d) d31, Zweischicht-Verbundbieger mit einseitiger Auslenkung. (e) Quereffekt, oder Radialeffekt am Piezorohr. (f) d33, Längseffekt bei Piezoscheiben. Quelle: [5].

Industriell hergestellte Piezoaktoren weisen Hubbereiche bis zu $100\ \mu\text{m}$ auf und werden mit Niederspannungen bis 200 V oder Hochspannungen von 500 V bis 1000 V betrieben.

1.1.1. PIEZOELEKTRISCHE STAPEL-AKTOREN IN DER ANTRIEBSTECHNIK

Piezostapelaktoren sind aufgrund großer nominaler Auslenkungen von Interesse für die Antriebstechnik. Sie bestehen aus mechanisch in Reihe geschalteten Piezokeramiksichten mit zwischenliegenden Elektroden, die mit entgegengesetzter Polarisationsrichtung elektrisch parallel untereinander verbunden sind. Bei longitudinalen Stapelaktoren liegt die nominale Auslenkung zwischen 0,1% und 0,15% der Aktorlänge.

Piezoelektrische Stapelaktoren sind in Hoch- und Niederspannungstypen unterteilt. Beim ersten Typ handelt es sich um piezokeramische Scheiben mit Dicken zwischen 0,3 und 1 mm, die mit diskreter Fügetechnik verbunden werden. Die Betriebsspannung solcher Aktoren liegt bei 1 kV bei Blockierkräften im kN-Bereich. Durch ihre flexible Bauweise können solche Aktoren entsprechend dem Anwendungsbedarf dimensioniert werden. Zum zweiten Typ gehören monolithische piezoelektrische Multischichtaktoren. Sie bestehen aus einem monolithischen Stapel mehrerer Hundert gesinterter Piezokeramiksichten. Nach Denzler [6] liegen die Schichtdicken bei wenigen Mikrometern. Sie weisen oft einen rechteckigen Querschnitt auf. Sie erreichen ihre nominale Auslenkung ab 100 V bei vergleichbaren Blockierkräften und bei deutlich höheren Steifigkeiten und Kapazitäten. Abbildung 1.5 (a) zeigt schematisch die Bauweise und Längsausdehnung piezoelektrischer Stapelaktoren, (b) zeigt einen Piezostapelaktor der Firma Physikinstrumente (PI) GmbH und Co. KG, Karlsruhe – Deutschland, und (c)

einen monolithischen Piezostapelaktor von Piezomechanik GmbH, München – Deutschland.

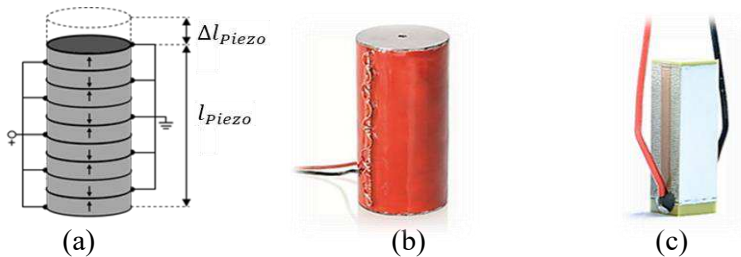


Abbildung 1.5 (a) Darstellung piezoelektrischer Stapelaktoren mit d_{33} -Effekt. (b) Piezostapelaktor P-007.10 mit der Blockierkraft von 850 N, Betriebsspannung bis 1000 V, Hub von $15 \mu\text{m}$, Durchmesser von 7 mm und Höhe von 17 mm. Die Aktorstefigkeit liegt bei $59 \text{ N}/\mu\text{m}$ und die Kapazität bei 33 nF. (c) Monolithischer Multischichtaktor PSt 150/7x7/20 mit der Blockierkraft von 3500 N, Betriebsspannung bis 150 V, Hub von $20 \mu\text{m}$, Basisfläche von $7 \times 7 \text{ mm}^2$ und Höhe von 18 mm, bei einer Aktorstefigkeit von $120 \text{ N}/\mu\text{m}$ und Kapazität von 3600 nF.

Um dynamisch induzierte Zugkräfte im spröden keramischen Piezomaterial zu unterdrücken, werden die Aktoren mechanisch vorgespannt. Demgemäß werden hohe mechanische Leistungen mit Ansprechzeiten im Mikrosekundenbereich erreicht. Die Längsausdehnung Δl_{piezo} piezoelektrischer Stapelaktoren lässt sich bei Vereinfachung der relativen Dehnung S von Gl. 1.1 zusammen mit der Anzahl gestapelter Keramikschichten n , dem longitudinalen Koeffizienten d_{33} und der Betriebsspannung U nach Gl. 1.3 abschätzen. Dabei ist die Betriebsspannung über das Verhältnis $E = U/d_s$ der elektrischen Feldstärke E , in V/m, zur angelegten Spannung U , in V, und der Keramikschichtdicke $d_s = l_{\text{piezo}}/n$, in m, miteinbezogen.

$$\Delta l_{\text{piezo}} = n d_{33} U \quad \text{Gl. 1.3}$$

In Antriebssystemen, die größere Stellwege brauchen, werden alternativ zur Stapelung der Aktoren Wegvergrößerungssysteme eingesetzt. Dabei werden oft monolithische Strukturen verwendet, die anhand von Hebeln und Gelenkelementen die Piezoauslenkungen vergrößern und in die Zielrichtung umleiten. Abbildung 1.6 stellt exemplarisch drei Stellantriebe vor, die longitudinale Piezostapelaktoren und monolithische Strukturen kombinieren,

ohne Stellwegübersetzung k in (a) und mit Stellwegübersetzung in (b) und (c). Beim Antrieb aus Abbildung 1.6 (a) sind 6 Piezostapelaktoren aufeinandergestellt. Sie sind durch die metallische federnde Gehäusestruktur vorgespannt und elektrisch parallel verbunden. Dabei findet keine Übersetzung des Gesamtstellwegs der Piezostapelaktoren statt. Der Ausgangshub Δl_{Piezo} entspricht der Addierung der Auslenkung der 6 Einzelstapelaktoren. In Abbildung 1.6 (b) werden 3 Piezostapelaktoren eingesetzt, die elektrisch parallel verbunden und durch Trennscheiben gegen die wegvergrößernde Hebelstruktur vorgespannt sind. Die Ausdehnung der Piezostapelaktoren wird dabei durch die Hebel der monolithischen Hebelstruktur invertiert in die Vertikalrichtung übersetzt. In der horizontalen Richtung ergibt sich auf beiden Seiten der Hebelstruktur die Hälfte der Gesamtauslenkung aus den 3 Piezostapelaktoren. In Abbildung 1.6 (c) werden die Mikroauslenkungen des Piezostapelaktors durch Festkörpergelenke des oberen Hebelarms des monolithischen Rahmens vergrößert. Die Piezokeramik ist durch einen Draht vorgespannt. Die Drehbewegung des Hebelarms wird durch die Festkörpergelenke am Balken ausgeglichen.

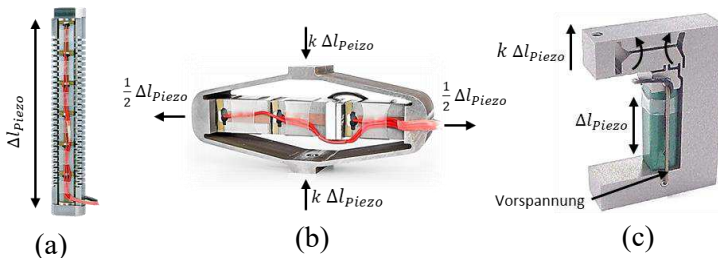


Abbildung 1.6 Vorspannte piezoelektrische Stellantriebe. (a) Parallel vorgespannter Stellantrieb PPA120L der Firma Cedrat Technologies, Meylan Cedex - Frankreich. Der Ausgangshub beträgt $130\text{ }\mu\text{m}$ bei der Antriebslänge von 137 mm . (b) Verstärkter piezoelektrischer Stellantrieb APA 300ML der Firma Cedrat Technologies. Dabei beträgt die Vertikalauslenkung $300\text{ }\mu\text{m}$ bei der Antriebslänge von $78,79\text{ mm}$ (c) Hebelverstärkter piezoelektrischer Stellantrieb LPA-100 der Firma Dynamic Structures & Materias, LLC, Franklin Tennessee – USA. Der Hub beträgt $100\text{ }\mu\text{m}$ bei der Antriebslänge von $35,56\text{ mm}$ und der Hebelarmlänge von $27,15\text{ mm}$.

Solche Stellantriebe werden als Grundelemente in komplexeren Systemen eingesetzt, um anhand von Mikrohüben z.B. Druck-, Ventil- oder Bewegungsmechanismen auszulösen.

1.1.2. PIEZOELEKTRISCHE ANTRIEBSYSTEME

Piezoantriebssysteme werden überwiegend als Wegquellen in der Feinmechanik und in der Optik in Positioniersystemen eingesetzt, die bei Kipp-, Verschiebungs- oder Rotationsmechanismen Bewegungsaufösungen im Mikro-, Nano- oder Subnanometerbereich aufweisen und vakuumtauglich sind. Neben einer geeigneten Steuerung benötigen sie Einspannungs- und Wegvergrößerungsmechanismen zur Generierung der Mikroauslenkungen. Ein bekanntes Beispiel für Positionieranwendungen ist der piezoangetriebene Hexapod der Firma Physikinstrumente (PI) GmbH & Co. KG, der anhand eines parallelkinematischen Mehrachssystems mit integrierten Piezoantrieben eine Positionierplattform mit 6 Freiheitsgraden bewegt. Abbildung 1.7 stellt die Miniaturausführung P-911KNMV des Hexapods dar, die durch schrittweise Piezoantriebe und Festkörpergelenke Massen bis 1,5 kg mit einer Positionsauflösung von 0,1 μm bewegt.

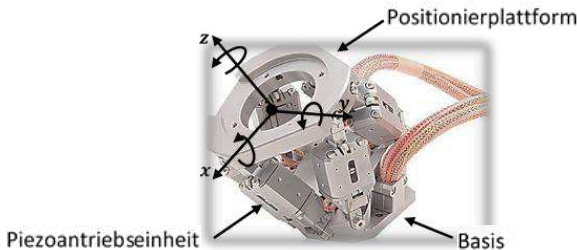


Abbildung 1.7 Ultrahochvakuum-kompatibler Miniatur-Hexapod P-911KNMV mit dem Außendurchmesser von 100 mm und der Höhe 90 mm der Firma Physikinstrumente (PI) GmbH & Co. KG. Die Bewegung der Positionierplattform wird durch schrittweise Piezoantriebe an der mehrachsigen Kinematik ausgelöst.

Ein weiteres ausgereiftes Beispiel von Piezoantriebssystemen lässt sich in der Automobil-industrie finden, z.B. bei Inline-Injektoren, die ab der 2. Generation von Common Rail Dieselmotoren eingebaut werden. Sie wurden von der Firma Siemens AG, München – Deutschland, und der Firma Robert Bosch GmbH, Gerlingen - Deutschland, entwickelt. Im Injektor wird bei Ausdehnung eines Piezostapelaktors durch ein Wegvergrößerungssystem ein Servoventil geöffnet, das die Spritznadel betätigt. Die Piezo-Einspritzdüse ist in Abbildung 1.8 (a) dargestellt. Auch in medizinischen Anwendungen kommen Piezoelemente zum Einsatz, z.B. im kommerziellen Inhalationssystem „eFlow rapid“ der Firma Pari Pharma GmbH, München – Deutschland, das in Abbildung 1.8 (b) dargestellt ist. Dabei wird eine gelochte

Stahlmembran durch ein Piezoelement zu Ultraschallschwingungen bei ca. 120 kHz angeregt. Dadurch wird die im Reservoir gehaltene Flüssigkeit mit der Medikamentendosis durch die Membranlöcher in Aerosolform zerstäubt.



Abbildung 1.8 Weitere ausgereifte Anwendungen von Piezoantrieben. (a) Piezoinjektor CRI3-27 der Firma Robert Bosch GmbH. (b) Inhalationssystem „eFlow rapid“ der Firma Pari Pharma GmbH.

Piezoantriebe haben aufgrund ihrer Vakuumtauglichkeit und Robustheit großes Potential für ein breites Anwendungsspektrum. Durch die geringe Anzahl benötigter mechanischer Elemente eignen sie sich für die massentaugliche Fertigung. Obwohl piezoelektrische Antriebe in Kombination mit geeigneten Materialien auch für die Luft- und Raumfahrt von Interesse sind, werden sie i.d.R. anwendungsorientiert entwickelt. Abbildung 1.9 fasst nach Hemsel und Wallaschek [7] graphisch die potentiellen Anwendungsgebiete von Piezoantrieben im Verhältnis von Geschwindigkeit zur Schubkraft zusammen.

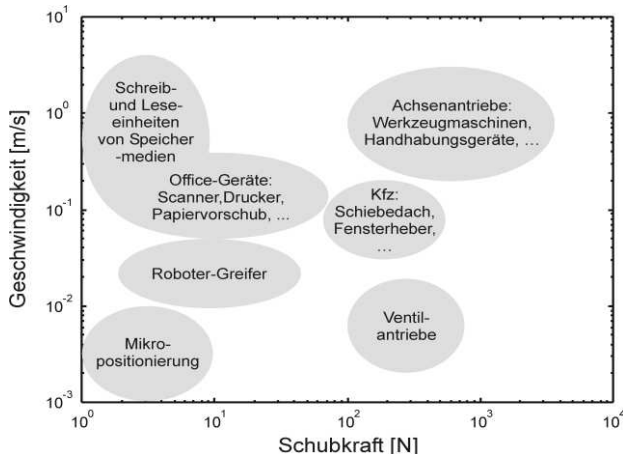


Abbildung 1.9 Potentielle Anwendungsgebiete von piezoelektrischen Linearantrieben. Abbildungsquelle: [7].

1.2. MOTIVATION ZU WIMPERNANTRIEBEN

Im Rahmen des LOEWE-Forschungszentrums (Landes Offensive zur Entwicklung wissenschaftlich ökonomischer Exzellenz) „AdRIA – Adaptronics – Research, Innovation, Application“ wurde ein interdisziplinäres Forschungsteam zusammengestellt, um integrierte adaptive Aktor- und Sensorsysteme zu untersuchen und zu entwickeln, die sich an veränderliche Randbedingungen anpassen können. Dabei sollten die Systeme mit geringem Konstruktionsaufwand Energieeffizienz, Komfort und Sicherheit bei kompaktem Bauraum verbessern.

Im Bereich der Piezoantriebsysteme wurde der Wimpernantrieb entworfen, welcher den inversen piezoelektrischen Effekt als mechanische Anregungsquelle nutzt und Wimpern als elastischen Reibkörper für die Übertragung vom Hub aus dem Stator zum Läufer einsetzt. Dabei wird im Stator zyklisch Hub generiert und bei Bedarf vergrößert. An der Statorgrenze wird dieser durch die Interaktion des Reibkörpers mit einer geeigneten Gegenfläche, der sogenannten Kontaktfläche, zur kontinuierlichen Bewegung beitragen. Die Anregungs-richtungen des Reibkörpers gegen die Kontaktfläche unterteilen sich dabei grundsätzlich in orthogonal und parallel. Durch Montieren des Läufers auf dem Stator ist es möglich, den Antrieb bei langen Fahrstrecken, bzw. langen Kontaktflächen, zu untersuchen.

Darüber hinaus ist der Konstruktionsaufwand des Wimpernantriebs durch die gezielt kleine Bauteileanzahl gering. Durch die elastischen und hoch belastbaren Kohlenstofffaser-Wimpern mit Durchmessern im Mikrometerbereich wird eine gute Anpassung des Reibkörpers an die Kontaktfläche erzielt. Dabei werden Reibbeiwerte μ_0 von mindestens 0,5 erwartet. Durch die flächige Verteilung der Kontakte werden die Reibpartner geschont und die Energieübertragung vom Stator zum Läufer verbessert. In der Wimpernschicht werden Kohlenstofffasern eingesetzt, wobei die Parameter Winkel, Länge, Biegeauslenkung und Faserverteilung beeinflusst werden können. Bei den ausgewählten kinematischen Bedingungen und Biegeverhältnissen lassen sich über niederfrequente Steuerungsspannungen des Piezoelements die Antriebsschrittgrößen und -geschwindigkeiten ändern.

Diese Eigenschaften machen die Wimpernantriebe zur ausgezeichneten Wahl für Anwendungen z.B. in Positioniersystemen und überall, wo eine robuste Antriebsgestaltung mit geringer Komponentenanzahl und hohen Antriebsgeschwindigkeiten bei geringem Steuerungsaufwand erwünscht sind.

1.3. BAUELEMENTE UND FUNKTIONSPRINZIPIEN DER WIMPERNANTRIEBE

Wimpernantriebe bestehen aus nur vier einfachen Bauteilen:

- dem Piezoelement, das durch den inversen piezoelektrischen Effekt als Wegquelle von mikromechanischen Schwingungen dient,
- der Hebelstruktur als kinematisches Bauelement, die die Piezoschwingungen vergrößert und zu den Wimpern überträgt,
- den Wimpern, welche aus geneigten und in Arrayform angeordneten Kohlenstoff-fasern bestehen und den elastischen Reibkörper bilden. Sie ermöglichen eine hohe Anpassung des Reibkörpers an die Kontaktfläche des Läufers. Die Faserneigung spielt eine wichtige Rolle bei der anisotropen Reibung, die für die monodirektionale Hub- und Kraftübertragung von der Hebelstruktur zum Läufer eingesetzt wird.
- und dem Läufer, der die Mikrohübe zu geführten Makrobewegungen zusammenführt, die durch den Reibschluss der Wimpern auf ihn übertragen werden.

Bei Wimpernantrieben besteht der aktive Stator aus dem Piezoelement, der Hebelstruktur und dem Reibkörper, die zusammengebaut auf dem Läufer montiert sind. Mit ihrer geringen Bauteileanzahl bieten Wimpernantriebe die Möglichkeit, durch verschiedene Anordnungen der vier vorgestellten Bauteile Antriebe sowohl für Linear- als auch für Rotationsbewegungen zu gestalten. Neben der Vielzahl an Bauweisen haben Wimpernantriebe zwei Grundbetriebsmodi, den Orthogonal-Modus und den Parallel-Modus. Diese werden in den folgenden Abschnitten vorgestellt.

1.3.1. WIMPERNANTRIEB IM ORTHOGONALEN BETRIEBSMODUS

Der Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus zeichnet sich dadurch aus, dass die Piezoauslenkungen orthogonal zur Läuferbewegung auf den Reibkörper übertragen werden. Abbildung 1.10 stellt das Funktionsprinzip des Wimpernantriebs im orthogonalen Betriebsmodus in der Ruhelage in (a) und bei aktiviertem Piezoelement in (b) vor. Dabei besteht die Hebelstruktur aus Hebelarmen und der vertikal geführten Plattform, auf welcher die Wimpern liegen. C_T entspricht der Steifigkeit der elastischen Hebelstrukturgelenke und $C_{T,VP}$ die der Vorspannung des Piezoelements, die zusammen für die Rückführung der Hebelstruktur bei abnehmender Piezoauslenkung sorgt. Die

Piezokeramik ist in der Darstellung somit vorgespannt, an ihrem Rand, parallel zum Läufer, befindet sich der elastische Reibkörper aus Kohlenstofffasern, die Wimpern.

Die Auslenkungen aus dem Piezoelement Δl_{piezo} sind dabei als vertikale Mikrohübe Δy dargestellt. Diese werden von der Hebelstruktur um Faktor k vergrößert und auf die Basis des Reibkörpers übertragen. Der Wimpern-Reibkörper wird infolgedessen um den vergrößerten Hub gegen die Kontaktfläche gedrückt, die Wimpern mit Anfangsneigung α werden dabei gebogen. Durch die Wechselwirkung zwischen den Wimpernspitzen und der Kontaktfläche kommt es zur Haftreibung. Dadurch wird der Läufer in Richtung der Wimperneigung in Bewegung versetzt. Die verstärkten vertikalen Mikrohübe $k\Delta y$ werden dabei proportional zur Wimpernbiegung während des Haftreibungsvorgangs in die horizontale Richtung um Δx übertragen. Beim Rücklauf des vertikalen Hubs kommt es zur Gleitreibung, so dass der Läufer während des Zurücksetzens der Wimpernspitzen nicht in die Ausgangstellung zurückverschoben wird. Somit wird durch das Prinzip der anisotropen Reibung die Normalkraft F_N , die an der Kontaktfläche wirkt, in die resultierende horizontale Reibkraft F_R übertragen. Der Übergang zwischen Haft- und Gleitreibung kann entweder durch die Bewegungsgeschwindigkeit der Wimpernspitzen oder durch die Drehung dieser während des Biegevorganges erfolgen. Der Mechanismus, der den Übergang von Haft- zur Gleitreibung auslöst, wird in der Arbeit experimentell identifiziert.

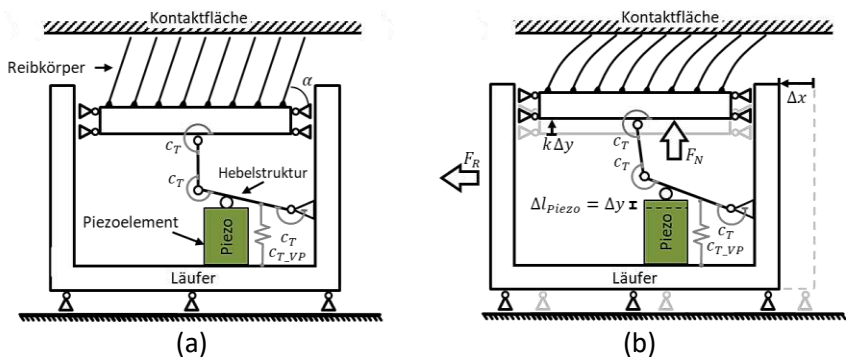


Abbildung 1.10 Prinzipdarstellung des Wimpernantriebs im orthogonalen Modus (OM). (a) Wimpernantrieb in Ruhelage. (b) Darstellung der Verschiebung des Läufers bei Aktivierung der Piezokeramik.

Der Wechsel zwischen Haft- und Gleitreibung bei der Interaktion zwischen Reibkörper und Kontaktfläche bei steigendem und abnehmendem Hub

innerhalb eines Auslenkungszyklus des Piezoelements ist in Abbildung 1.11 dargestellt. Dabei stellen μ_0 und μ_{Gl} jeweils den Haft- und Gleitbeiwert dar. F_{Gegen} entspricht der Widerstandskraft, die sich z.B. bei einer nicht-idealen Luferfuhrung aufgrund des Eigengewichts ergibt.

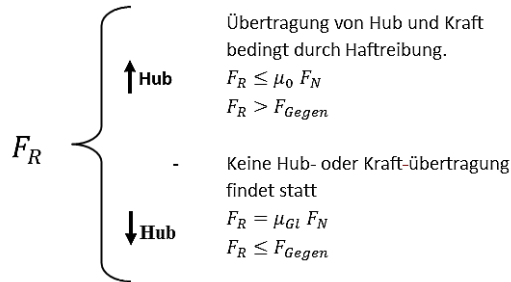


Abbildung 1.11 Darstellung des Wechsels zwischen Haft- und Gleitreibung in der Interaktion des Reibkörpers mit der Kontaktfläche bei steigender und abnehmender Auslenkung des Piezoelements.

Gl. 1.4 stellt die Funktion dar, die die Schrittgröße beim Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus beschreibt. Dabei entspricht Δl_{Piezo} dem Piezohub aus Gl. 1.3 bei angelegter Spannung, $\ddot{U}_{Hebelstruktur}$ der Hubvergrößerung der Hebelstruktur und $\ddot{U}_{Reibkörper}$ der Hubübertragung durch den Reibkörper.

$$SG_{OM} = \Delta l_{Piezo} \cdot \ddot{U}_{Hebelstruktur} \cdot \ddot{U}_{Reibkörper} \quad \text{Gl. 1.4}$$

Bei zyklischer Betätigung des Piezoelements werden die sich ergebenden Mikroschritte Δx durch den geführten Lauer zur Makrobewegung des Antriebs transformiert.

1.3.2. WIMPERNANTRIEB IM PARALLELEN BETRIEBSMODUS

Beim Wimpernantrieb im Parallel-Modus werden die Piezoauslenkungen parallel zur Makrobewegung des Läufers auf die Basis der Wimpern übertragen. Analog zu 1.3.1 werden die Mikroauslenkungen der Piezokeramik der Größe Δx durch die Hebelstruktur auf $k\Delta x$ vergrößert und horizontal geführt auf die Basis des Reibkörpers übertragen.

Abbildung 1.12 stellt das Funktionsprinzip des Wimpernantriebs im Parallel-Modus vor. Abbildung 1.12 (a) zeigt den Antrieb in Ruhelage. Die Hebelstruktur ist dabei durch die Hebelarme mit dem horizontal geführten Reibkörper verbunden. In Abbildung 1.12 (b) ist die Piezokeramik aktiviert dargestellt. Ihre Auslenkung wird von der Hebelstruktur vergrößert und auf die Reibkörperbasis übertragen. Durch die Federsteifigkeit C_T der elastischen Gelenke und C_{T_VP} der Piezovorspannung erfolgt die Rückfederung der Hebelstruktur gegen das Piezoelement.

Der Wimpern-Reibkörper ist im Ausgangszustand, also vor der Betätigung der Piezokeramik, mit der Normalkraft F_N gegen die Kontaktfläche gespannt. Anhand auftretender Haftreibung entspricht das Hub-Übertragungsverhältnis durch den Reibkörper zum Läufer bei steigender Piezoauslenkung der Größe 1. Bei rücklaufendem Hub wird für die monodirektionale Bewegung des Läufers die Gleitreibung genutzt.

Gl. 1.5 beschreibt die Schrittgröße beim Wimpernantrieb im parallelen Betriebsmodus. Dabei stellt Δx die horizontale Piezoauslenkung Δl_{Piezo} aus Gl. 1.3 dar, die durch die Hebelstruktur mit dem Vergrößerungsverhältnis $\ddot{U}_{Hebelstruktur}$ um Faktor k vergrößert wird. Hierbei ist die Funktion des Reibkörpers die Weiterleitung des erreichten Hubs.

$$SG_{PM} = \Delta l_{Piezo} \times \ddot{U}_{Hebelstruktur} \quad \text{Gl. 1.5}$$

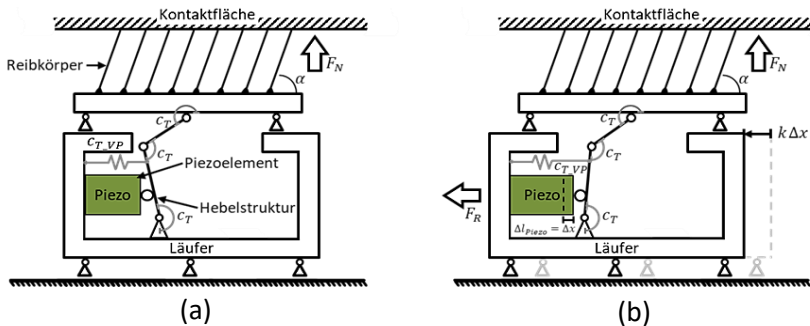


Abbildung 1.12 Prinzipdarstellung des Wimpernantriebs im Parallel-Modus (PM).
(a) Wimpernantrieb im Ausgangszustand. (b) Darstellung der Verschiebung des Läufers bei Aktivierung der Piezokeramik.

Die zyklisch betätigten Mikroschritte der Größe $k\Delta x$ werden durch den geführten Läufer zu Makrobewegungen des Antriebs transformiert. Auch hier



basiert die monodirektionale Hub- und Kraftübertragung auf dem Prinzip der anisotropen Reibung.


1.4. ZIELE UND AUFBAU DER ARBEIT

Die vorliegende Arbeit beinhaltet die Entwicklung wimpernbasierter piezoelektrischer Antriebe für zwei Betriebsmodi: orthogonal und parallel. Die Forschungsziele fokussieren im Wesentlichen auf das Fertigungsverfahren und auf die technologischen Aspekte zur Herstellung des flächendeckenden Wimpern-Reibkörpers aus Kohlenstofffasern, auf die Charakterisierung der anisotropen Reibkräfte zwischen Fasern und Kontaktflächen und auf den Entwurf und die Charakterisierung der Demonstratoren beider Wimpernantriebe.

Zunächst wird nach erläuternder Einführung zum Wimpernantrieb und zu den Grundlagen der Piezoaktorik aus Kapitel 1 auf den Stand der Technik von piezoelektrischen Antrieben in Kapitel 2 eingegangen. Darauf folgt ein Überblick über die Kohlenstofffaserherstellung aus der Literaturrecherche. Hierdurch wird eine Wissensbasis für die Faserbearbeitung bei der Herstellung des Reibkörpers vermittelt, die in der Arbeit durchgeführt ist.

Kapitel 4 behandelt die Modellbildung des elastischen Verhaltens der Fasern des elastischen Reibkörpers und geht ausführlich auf die eingesetzten Methoden für die Berechnung von Großverformungen der Einzelfasern ein. Anschließend wird das Modell durch einen Vergleichsfall experimentell evaluiert. Dabei werden die Parameter der Neigung und Länge der Fasern des Reibkörpers definiert. Durch die Untersuchung des Übertragungsverhältnisses bei der großen Biegeverformung der Fasern im orthogonalen Betriebsmodus wird der Eingangshub für den Reibkörper bestimmt. Im Anschluss daran wird anhand der Evaluierung des federähnlichen Faserverhaltens bei der Biegeverformung der Arbeits-frequenzbereich der Wimpernantriebe eingeschränkt.

Die Beschreibung der technologischen Herstellung des Reibkörpers aus Kohlenstofffasern, die zur Sicherung der elastischen Biegung in Arrays angeordnet sind, folgt in Kapitel 5. Dabei sind die mechanischen und chemischen Vorgänge und die Parameter des entworfenen Prozesses zur Bildung von Faserarrays in Mustergrößen beschrieben. Zur Validierung der Modelle des Faserbiegeverhaltens und zur experimentellen Untersuchung der auftretenden Reibeffekte wurden Messvorrichtungen entwickelt, mit denen die Faserarrays für beide Betriebsmodi der Wimpernantriebe untersucht



wurden. Diese Vorrichtung und die Messergebnisse zur Untersuchung des Reibkörpers für den Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus werden in Kapitel 6 vorgestellt. Mit den Messergebnissen werden abschließend die in Kapitel 4 untersuchten Kraft- und Biegegrößen der Einzelfasern validiert und für die Antriebe skaliert. Die Vorrichtung und Messergebnisse der Untersuchungen des Reibkörpers für den Wimpernantrieb im parallelen Betriebsmodus werden im Kapitel 7 vorgestellt.

Anhand aller bis dahin erlangte Ergebnisse wurden zwei Wimpernantriebe entwickelt, einer für jeden Betriebsmodus. Diese werden im Kapitel 8 vorgestellt. Anschließend wurde ihre Geschwindigkeit bei verschiedenen Ansteuerfrequenzen und unter verschiedenen Lasten gemessen. Der Entwurf der Wimpernantriebe, die eingesetzte Messmethode und die Messergebnisse werden schließlich in Kapitel 9 vorgestellt.

Abschließend erfolgt in Kapitel 10 eine Zusammenfassung aller wesentlichen Erkenntnisse bei der Entwicklung der Wimpernantriebe. Nach der Diskussion der Ergebnisse werden im Ausblick Ansatzpunkte zur Erweiterung der Forschungsinhalte und eine Palette vorgeschlagener Ausführungen der Wimpernantriebe für künftige Forschungsarbeiten vorgestellt.

2. STAND DER TECHNIK UND FORSCHUNG ZU PIEZOELEKTRISCHEN ANTRIEBSYSTEMEN

In diesem Kapitel werden Antriebssysteme vorgestellt, welche den aktuellen und relevanten Stand der Technik und der Forschung für die wimpernbasierten piezoelektrischen Antriebe bilden. Zuerst wird auf ausgereifte kommerzielle Piezoantriebseinheiten eingegangen. Darauf folgend werden Antrieben aus vergleichbaren Forschungsvorhaben vorgestellt, die analog zu den Wimpernantrieben einen wimpernartigen elastischen Reibkörper einsetzen.

2.1. STAND DER TECHNIK

Die sechs ausgereiften kommerziellen Piezoantriebe, die für den Stand der Technik für die Wimpernantriebe ausgewählt wurden, setzen neben dem inversen piezoelektrischen Effekt wenige Elemente ein, um durch Reibschluss Dreh- oder Linearbewegungen am Rotor oder Läufer zu generieren.

2.1.1. WANDERWELLENMOTOR

Wanderwellenmotoren sind die Referenz für den Stand der Technik, da sie im Massenmarkt eingesetzt sind, z.B. im Autofokus von Kameras. Im Stator der Ultraschallmotoren werden durch eine piezoelektrische Keramik Resonanzschwingungen generiert, die zu Wanderwellen werden. Die Wanderung dieser Resonanzschwingungswellen entlang des Stators wird durch Reibschluss mit den Wellengipfeln zum Rotor übertragen.

Abbildung 2.1 zeigt schematisch den Aufbau des Stators (a), das Prinzip der Wellenerzeugung am Stator (b) und die Bildaufnahme des Motors USR-60 der Firma Shinsei Corporation, Tokyo – Japan, (c). Der Motor wird im resonanten Betrieb mit Steuerfrequenzen zwischen 40 und 45 kHz bei Spannungen im Bereich der 130 Vrms betrieben. Vom Hersteller wird keine Angabe zur Bewegungsauflösung gegeben.

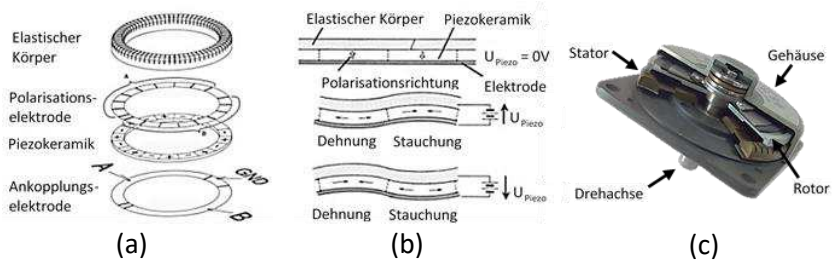


Abbildung 2.1 (a) Darstellung des Stators des zweiphasigen Wanderwellenmotors. Der elastische Körper ist der Reibpartner zum Rotor. Die Polarisations-elektrode, die Piezokeramik und die Ankopplungs-elektrode gehören zur aktiven Wellenerzeugung. (b) Darstellung der Wellenerzeugung durch die Piezokeramik. Quelle: [8]. (c) Shinsei Motor USR-60 mit einem 60 mm großen Durchmesser. Quelle: www.shinsei-motor.com.

Um unidirektionale Wanderwellen zu erhalten, sind die Vibrationen $A = C \sin \omega t$ und $B = C \cos \omega t$ aufeinander abgestimmt. Mit dem Shinsei-Motor werden maximale Geschwindigkeiten bis 150 Drehungen/min und Nenndrehmomente bis zu 0,5 Nm erreicht.

2.1.2. SCHRITTWEISE PIEZOANTRIEBE

Schrittweise Piezoantriebe zeichnen sich durch ihre hohe Haltekraft bei Schrittgrößen in den Sub-Mikrometer-Bereich aus. Sie sind kompakt und eignen sich durch ihre hohen Kräfte für nichtmagnetische und Vakuumapplikationen. Sie setzen Kombinationen von Piezokeramiken im nicht-resonanten Betrieb für Schreitbewegungen ein, um durch Haftreibung den Läufer zu bewegen. Piezoschreitantriebe werden kommerziell unter zwei Funktionsprinzipien angeboten: *PiezoLegs* der Firma PiezoMotor Uppsala AB, Uppsala – Schweden, und *PiezoWalk®* der Firma Physik Instrumente (PI) GmbH & Co. KG.

PiezoLegs

Der Antrieb setzt zwei monolithische Multilayer-Piezoaktoren in einer Bimorph-Bauform, jeweils mit zwei elektrisch isolierten Elektrodenbereichen als Beine ein. Die Biegebewegung eines Beins erfolgt durch gleich oder unterschiedlich angelegte Spannungen an beiden Beinhälften. Dadurch sind Längs- und Biegebewegungen der Beine möglich, die das freie Ende des Beins

elliptisch bewegen. Obwohl die Piezowandler dabei im d_{33} -Mode arbeiten, können sich die Beine wie Biegewandler verhalten. Die Beine werden im Antrieb platz- und zeitversetzt paarweise gleichsinnig und synchron angesteuert. Abbildung 2.2 stellt den Schrittbewegungsablauf von einem Piezobein des PiezoLegs bei wellenförmiger Ansteuerspannung U in vier Zyklasteilen (a – d) vor.

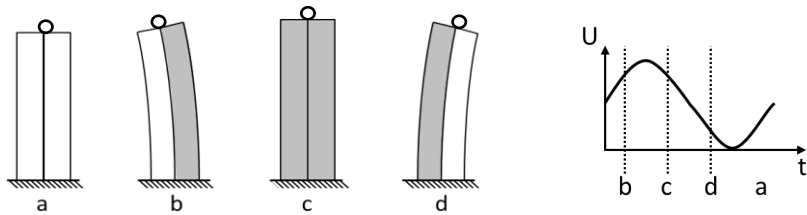


Abbildung 2.2 Darstellung der Bewegung eines Beins des PiezoLegs der Firma PiezoMotor Uppsala AB bei Ansteuerspannung U . Das aktivierte Beinteil ist dunkel dargestellt. Abbildungen nach [9].

Abbildung 2.3 (a) zeigt die Bildaufnahme der Piezo-Beine mit einem Größenvergleich zu einer Ameise. Abbildung 2.3 (b) stellt die kommerzielle Ausführung LL1011A des PiezoLegs für 6 N vor. Die Frequenz der wellenförmigen Ansteuerspannung von bis zu 48 V liegt bei 2,5 kHz. Maximale Geschwindigkeiten von 15 mm/s werden mit dem Antrieb erreicht, bei Schrittgrößen zwischen 1 und 6 μm . Durch Vorspannfedern ist der keramische Läuferstab im Antrieb gegen die Beine vorgespannt und wird durch auftretende Haftreibung in die gewünschte Bewegungsrichtung versetzt. Die Maße der Antriebsausführung betragen $22 \times 19 \times 10,8 \text{ mm}^3$.



Abbildung 2.3 (a) Bildaufnahme des aktiven Elements des PiezoLegs mit den vier Piezo-Beinen. (b) PiezoLegs-Antrieb Model LL1011A. Quelle der Abbildungen: www.piezomotor.com.

PiezoWalk®

Analog zum PiezoLegs-Antrieb funktionieren die Piezo-Beine des PiezoWalk® paarweise als Klemm- und Vorschubelemente auf den Läufer. Sie bestehen aus zwei aufeinander gestapelten Piezoaktoren, die jeweils im d_{33} und d_{15} -Mode arbeiten. Bei Aktivierung des longitudinalen Piezoaktors dehnt er sich orthogonal zum Läufer, der scherende Piezoaktor wird somit gegen den Läufer gedrückt. Wenn dieser aktiviert ist, wird der Läufer durch auftretende Haftreibung in die Scherrichtung verschoben. Beim Zurückziehen des klemmenden Piezoaktors wird der scherende Piezoaktor mitzurückgezogen und der Reibkontakt mit dem Läufer beendet. Abbildung 2.4 stellt das Prinzip der Verschiebung des Läufers des PiezoWalk in vier Schritten dar. Bei zyklischer und wiederholter Ansteuerung der Piezoaktoren werden die mikroskopischen Schreitbewegungen Δx_1 und Δx_2 zur kontinuierlichen Makro-Bewegung am Läufer akkumuliert.

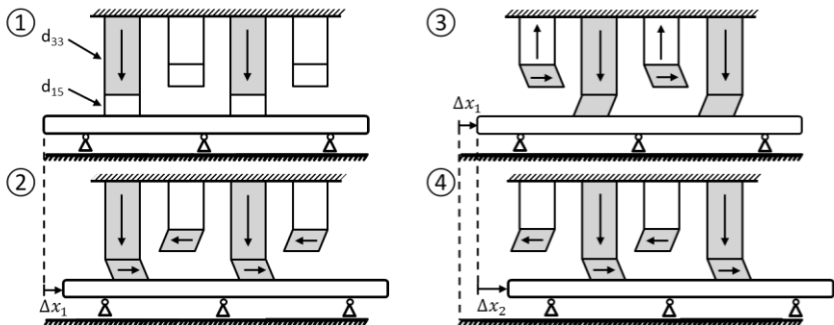


Abbildung 2.4 Funktionsprinzip der Läuferbewegung beim PiezoWalk®.

Im Antrieb wird der Läufer gleichseitig von zwei Sets von Piezo-Beinen verschoben, dargestellt in Abbildung 2.5 (a). Abbildung 2.5 (b) zeigt die Bildaufnahme der Miniaturausführung N-310 des Linearantriebs mit Stellkräften bis 10 N und der Schreitauflösung von $0,03 \mu\text{m}$ im unregelmäßigen Betrieb bei Stellwegen bedingt durch die Läuferlänge bis 125 mm. Die maximale Geschwindigkeit liegt bei 10 mm/s bei der Schrittfrequenz von 1,5 kHz und der Betriebsspannung zwischen -10 und 50 V.

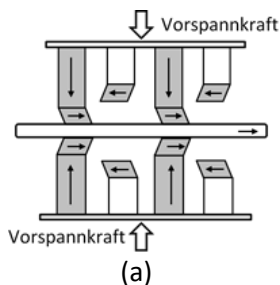


Abbildung 2.5 (a) Schematische Darstellung und (b) Bildaufnahme des Miniatur-PiezoWalk®-antriebs N-310 der Linie NEXLINE der Firma Physik Instrumente (PI) GmbH & Co. KG. Abbildungsquelle: www.physikinstrumente.de

Antriebe mit PiezoLegs-Prinzip werden kommerziell in Ausführungen mit Stellkräften bis 450 N und Stellwegen bis 100 mm bei der steigenden geometrischen Größe von $50 \times 50 \times 128 \text{ mm}^3$ angeboten. Antriebe mit PiezoWalk®-Prinzip können für Stellkräfte bis 600 N mit Stellwegen von 20 mm erworben werden. Die Maße einer solchen Antriebsausführung betragen $54 \times 48 \times 114 \text{ mm}^3$.

Beide lineare Antriebssorten kombinieren Schreitauflösungen bis in den sub-nm-Bereich mit sehr hohen Stellkräften bei Bewegungsprinzipien, die auf Rotationsbewegungen übertragen werden können. Andererseits ist die Herstellung der aktiven Beine aus zwei zusammenwirkenden Piezoelementen mit gleichen oder unterschiedlichen piezo-elektrischen Verzerrungskoeffizienten eine komplexe Aufgabe. Die Ansteuerung oder Regelung der Synchronbewegungen der Piezo-Beine ist aufgrund der Anzahl der aktiven Elemente mit großem Aufwand verbunden. Diese Besonderheiten der Aktoren spiegeln sich in ihren hohen Herstellungs- und Anschaffungskosten wider.

2.1.3. PILINE®-ANTRIEB

Der PILINE-Antrieb der Firma Physik Instrumente (PI) GmbH & Co. KG besteht aus einer piezoelektrischen rechteckigen Platte als Resonator mit einer Reibnase an der Stirnseite, die als Kopplungselement zum Läufer dient. Durch die zwei getrennten Elektroden auf einer Plattenseite und eine Einzelelektrode auf der anderen Seite wird eine Resonatorhälfte anhand von Wechselspannung zum Eigenmode angeregt. Der Frequenzbereich liegt

zwischen 100 und 200 kHz. Hieraus resultieren periodische Diagonalbewegungen der Reibnase. Dabei wird die Reibnase gegen den Läufer gedrückt und die Kraft- und Hubübertragung zum Läufer findet anhand von Reibung statt. Der Läufer und die Reibnase sind aus Aluminiumoxid (Al_2O_3) oder aus einer Dispersionskeramik von Zirkonia-verstärktem Aluminiumoxid ($\text{Al}_2\text{O}_3/\text{ZrO}_2$) hergestellt. Der Hersteller gibt eine Lebensdauer von 20 000 Stunden für die Reibnase an.

Zur Richtungsumkehr der Läuferbewegung lässt sich die andere Hälfte des Resonators auf analoge Weise ansteuern. Abbildung 2.6 zeigt den rechteckigen Plattenresonator (a), dessen rechte Hälfte angeregt wird, die Darstellung der FEM-Simulation des schwingenden Resonators (b) und die Bildaufnahme des offenen Open-Loop Linearantriebs mit PILine®-Prinzip des Models M662 (c). Beim Ausführungsmodell betragen die Basisbreite und -höhe des rechteckigen Gehäuses 28 mm und die Tiefe 8 mm.

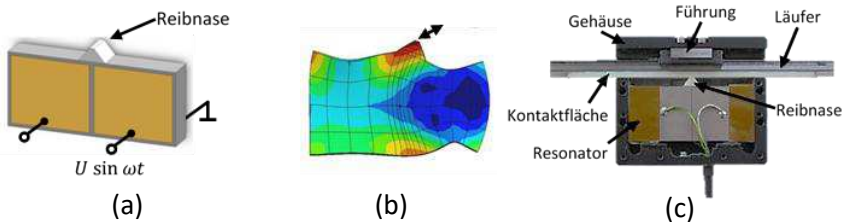


Abbildung 2.6 (a) Darstellung des Resonators. Dabei ist die rechte Hälfte für die Diagonalbewegung der Reibnase in gleicher Richtung angeregt. (b) FEM-Simulation der Diagonalbewegung der Reibnase bei Anregung der rechten Resonatorhälfte. Quelle der Abbildungen: www.physikinstrumente.de (c) Abbildung der Ausführung M-662 des PILine®-Antriebs. Abbildungsquelle: www.azonano.com

Die kleine Baugröße der PILine®-Antriebe ist durch ihr einfaches Design und die geringe Komponentenanzahl möglich. Dabei wird der Läufer in einem Bewegungszyklus nur wenige Nanometer verschoben. Dabei kann seine Funktion durch Gleitreibung beeinträchtigt werden. Ausführungen des Antriebs werden sowohl für Linear- als auch für Rotationsbewegungen kommerziell angeboten. Sie werden häufig in Positioniereinheiten, z. B. in der Optik, eingesetzt. Das in Abbildung 2.6 (c) vorgestellte Modell weist Stellwege bis 20 mm auf, die durch die Läuferlänge bedingt sind, und Vorschubkräfte bis 5 N und kann Geschwindigkeiten bis 500 mm/s erreichen. Dennoch müssen an beiden Reibpartnern aufwändige Vorkehrungen bezüglich der

Materialien getroffen werden, um die Zuverlässigkeit des Reibschlusses zu sichern. Diese spiegeln sich letztendlich in hohen Anschaffungskosten wider.

2.1.4. ELLIPTEC ANTRIEB

Der Piezoantrieb der Firma Thorlabs Elliptec GmbH, Dortmund – Deutschland, besteht aus einem Piezoelement als Quelle hochfrequenter Vibrationen, einem Stator mit einem Hebel, der das Piezoelement einspannt, einer Montagefeder und dem Läufer oder Rotor. Durch die Montagefeder wird das Hebelende des Stators gegen den Läufer oder Rotor gedrückt. Durch die Mikroauslenkungen des Piezoelements bei Ansteuerfrequenzen von 80 bis 100 kHz wird der Stator zu Ultraschallschwingungen mit Längs- und Biegeanteilen angeregt. Dabei werden die elliptischen Bewegungen des Hebelendes durch Reibkontakt zum Läufer oder Rotor übertragen. Wie von Janocha [9] vorgestellt, findet mit dem Wechsel des Hauptmode die Richtungsumkehrung der Bewegungen des Läufers oder Rotors bei Veränderung der Vibrationsfrequenzen statt. Abbildung 2.7 stellt die piezoelektrische Antriebsausführung X15G (a), die Linear- (b) und die Rotationsbewegung (c) mit dem Elliptec Motor dar. Die Gesamtlänge des Stators beträgt 20 mm mit Höhe und Breite von je 3 mm.

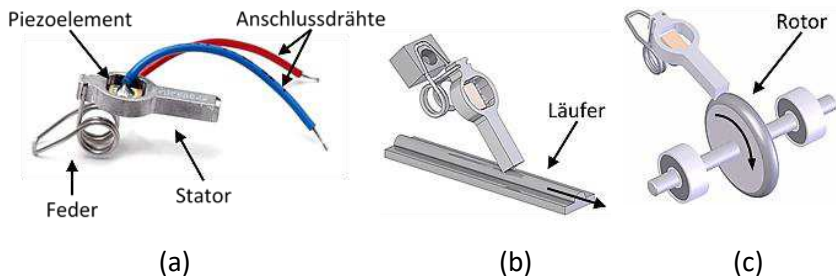


Abbildung 2.7 (a) Bildaufnahme des Elliptec Motors X15G. Schematische Darstellung der Bewegung eines Läufers (b) und eines Rotors (c) mit dem Elliptec Motor X15G. Quelle: www.elliptec.com.

Mit dem Elliptec-Motor X15G sind Bewegungsaufösungen $\leq 10 \mu\text{m}$ und Geschwindigkeiten ohne Last bis zu 300 mm/s erreichbar. Die Betriebsspannungen gehen von 8 bis 30 V und die Vorschubkräfte bis 0,2 N. Er stellt eine einfache Variante der Piezoantriebe mit einem Piezoelement und einem einfach strukturierten Stator dar. Dabei ist der Stator für die Kraft- und Hubübertragung bei hohen Frequenzen einer starken Reibbelastung ausgesetzt.

2.1.5. PIEZOELEKTRISCHER LAMELLENMOTOR

Die Firma Physik Instrumente (PI) GmbH & Co. KG, Karlsruhe - Deutschland, und die Firma Discovery Technology International (DTI) Inc., Sarasota - USA, bieten piezoelektrische Lamellenmotoren für uni- und bidirektionale Rotationsbewegungen an.

Abbildung 2.8 stellt das Funktionsprinzip des piezoelektrischen Motors PMR 40.08 von PI vor. Der Motor besteht aus dem Rotor, der Grundplatte und dem kreisförmigen Resonator mit metallischen Lamellen. Der Resonator ist ein aktives radial schwingendes Piezoelement, das bei Frequenzen um 52 kHz arbeitet. An seinem Umfang sind radial herausragende Lamellen angebracht. Durch die resonante Anregung des Piezoelements werden die Lamellen durch die Art der Anordnung zu Biegeschwingungen gegen den Rotor angeregt. Durch Reibung und die elliptische Bewegung der Lamellenenden ergibt sich die unidirektionale Bewegung des Rotors. Bei einem durchschnittlichen Strom von 130 mA, einer Betriebsspannung von 12 VDC an der elektronischen Steuerungsgeneratorschaltung und einer Drehzahl von 80 Drehungen/min beträgt das maximale Drehmoment des Motors 10 mNm.

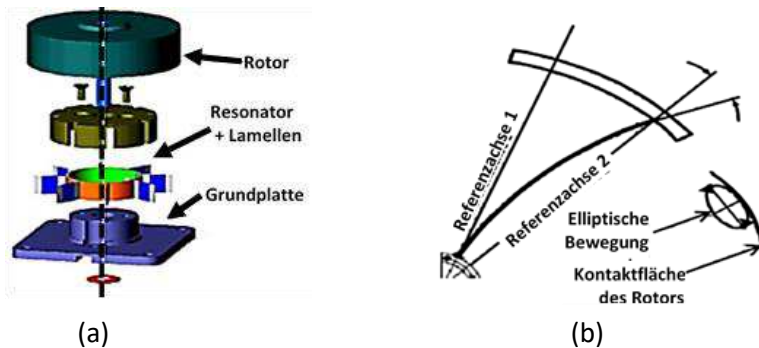


Abbildung 2.8 Darstellung des Motors PMR 40.08 der Firma Physik Instrumente (PI) GmbH & Co.KG. (a) Explosionsdarstellung des Motors. (b) Darstellung einer Lamelle, die aufgrund des Kontakts mit dem Rotor gebogen ist. Quelle: Physik Instrumente (PI) GmbH & Co.KG.

Auf Basis des gleichen Funktionsprinzips bietet DTI den bidirektionalen Lamellenmotor PM22RS an, der zwei Resonatoren mit Lamellen einsetzt. Abbildung 2.9 (a) zeigt eine schematische Darstellung des Piezomotors.

Abbildung 2.9 (b) stellt ein Ausführungs-beispiel vor. Der Motor hat zwei ringförmige Resonatoren mit Lamellen aus Edelstahl an seinen Umfängen und ein drehbares Zylindergehäuse. Die Resonatoren sind auf der Motorachse montiert. Dabei besteht das Rotorsystem aus dem Resonator 2 mit der Drehachse. Die Lamellen des Resonators 2 sind in Ruhelage gegen das rotierende Zylindergehäuse vorgespannt verankert und somit vorgebogen.

Bei der Aktivierung des Resonators 1 vergrößert dieser seinen Radius. Durch seine resonanten Schwingungen um 3 kHz sind seine Lamellen zyklisch gegen das Zylindergehäuse gedrückt. Dabei ergibt sich die Drehbewegung des Zylindergehäuses zusammen mit dem Resonator 2 und der Motorachse in Richtung A. Bei Aktivierung des Resonators 2 verkleinert er seinen Radius, die Lamellen werden dabei zurückgestreckt und -geführt. Durch die Reibung zwischen Zylindergehäuse und Lamellen werden der Resonator 2 und die Motorachse in Drehrichtung B versetzt. Der Motor misst $\varnothing 50 \times 50$ mm und erreicht bei 12 VDC an der Steuerungselektronik ein maximales Moment von 500 mNm und die maximale Geschwindigkeit von 30 Drehungen/min.

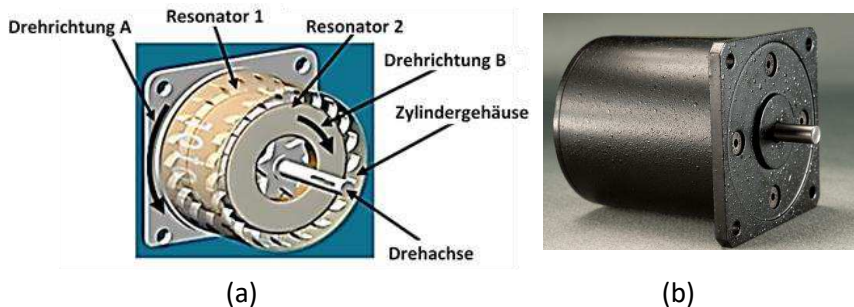


Abbildung 2.9 Piezomotor PM22RS der Firma DTI. (a) Darstellung des Motors mit den auf einer Achse montierten Resonatoren mit ihren entsprechenden Lamellen und dem rotierenden Zylindergehäuse. (b) Ausführung des Piezomotors. Quelle: Discovery Technology International, Inc.

Beide Motoren bestehen aus relativ vielen Bauteilen und eine Miniaturisierung erscheint wegen der wachsenden Resonanzfrequenz der Lamellen nicht ohne weiteres möglich.

2.1.6. PIEZOELEKTRISCHER TRÄGHEITSANTRIEB MIT TANGENTIALER ANREGUNG

Die Firma PI bietet Piezoträgheitsantriebe für große Stellwege bei großen Haltekraften an. Der Antrieb besteht aus einem Piezoaktor als Schwingungsquelle, einer Einspannstruktur mit einem Hebel für die Hubvergrößerung, einem Kopplungselement am Hebelende, das tangentiale Mikroschwingungsauslenkungen anhand des Stick-Slip-Effekts unter dauerhaftem Reibkontakt zum Läufer überträgt. Die Antriebe werden bei Betriebsfrequenzen von 20 kHz mit Sägezahnspannung angesteuert und erreichen Geschwindigkeiten von 10 mm/s bei einer Belastungskapazität von 10 N. Abbildung 2.10 stellt das Funktionsprinzip des Antriebs in (a) und die kommerzielle Antriebsausführung Q-521 in (b) dar. Dabei wird der Antrieb in einer Linearführung für Stellwege bis 12 mm integriert. Die Schrittgröße des Antriebs liegt zwischen 1 und 4 μm .

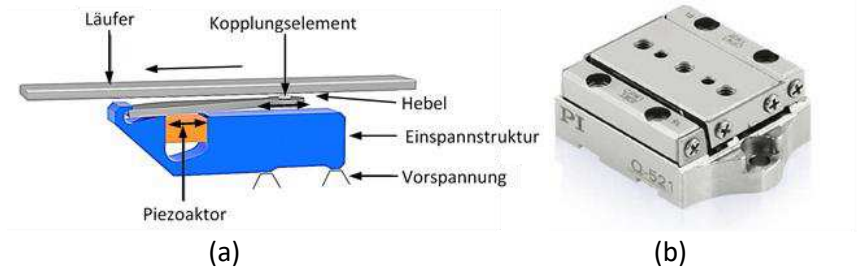


Abbildung 2.10 Piezoelektrischer linearer Trägheitsantrieb der Firma Physik Instrumente (PI) GmbH & Co. KG. Quelle: www.physikinstrumente.de. (a) Schematische Darstellung des Funktionsprinzips des Antriebs. (b) Angebotene Ausführung des Antriebs in einer rechteckigen Linearführung mit der Basis von $20 \times 30 \text{ mm}^2$ und der Höhe von etwa 10 mm.

Diese Antriebseinheit weist einen hohen Miniaturisierungsgrad bei einer mäßigen Bauteilanzahl auf. Dabei hängt die Kraftübertragung von der Reibpaarung des Kopplungselements mit der Kontaktfläche des Läufers ab. Über den Einfluss des Abriebs auf die Performance wird nicht berichtet.

2.2. STAND DER FORSCHUNG

Der Stand der Forschung fokussiert auf Antriebssorten, die wimpernartige Strukturen als Reibkörper nutzen. Darunter sind zwei relevante Einheiten ausgewählt, auf die in den zwei folgenden Abschnitten eingegangen wird.

2.2.1. WIMPERN IN AKTIVER FÜHRUNG VON FLEXIBLEN ENDOSKOPEN

Masashi Konyo und Satoshi Tadokoro untersuchten den Einsatz einer Wimperschicht aus geneigten Nylon-Fasern in aktiver Führung eines Endoskops in gesperrten Räumen für die Durchsuchung von Trümmern in Katastrophengebieten. Durch Vibrationsmotoren entlang des Endoskops werden die Wimpern mechanisch orthogonal angeregt und somit gegen den Boden gedrückt. Durch anisotrope Reibung ergibt sich die Verschiebung des Endoskops in Richtung der Wimpernausgangsneigung. Abbildung 2.11 (a) stellt das Bewegungsprinzip mit den Wimpern in drei Schritten vor. Schritt 1: Masse mit leicht geneigten Wimpern in der Ausgangslage. Schritt 2: Faserbiegung bei vertikalem Druck auf die Wimpernbasis. Schritt 3: Vorwärtsverschiebung der Basismasse bei Reduzierung des vertikalen Drucks und somit bei der Zurückstreckung der Fasern. Abbildung 2.11 (b) stellt schematisch ein Segment des Endoskops mit den Wimpern und die eingebauten Vibrationsmotoren in dem Endoskop dar, die aus kleinen Elektromotoren mit einem Umwuchtgewicht an der Rotorwelle bestehen. Abbildung 2.11 (c) zeigt das Konzept der Führung des Endoskops auf einer beliebigen Unterlage, die in grauer Farbe dargestellt ist.

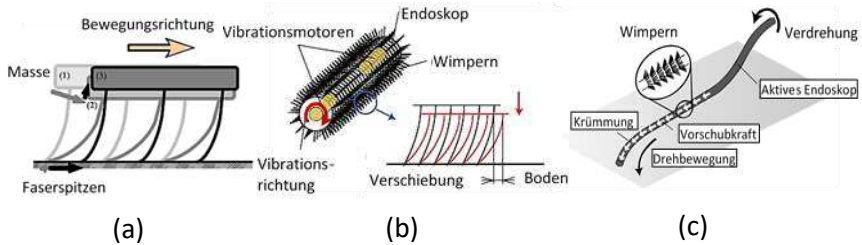


Abbildung 2.11 (a) Darstellung des Funktionsprinzips der Massenbewegung in drei Schritten basierend auf der orthogonalen Anregung der Wimpern. (b) Schematische Darstellung der Verbindung der Fasern auf dem flexiblen Endoskopkabel mit dem Vibrationsmotor. (c) Schematische Darstellung der aktiven Führung des Endoskopkabels. Quelle der Abbildungen: [10].

Über die Motoren wird die Drehgeschwindigkeit von $9\,000\text{ min}^{-1}$ erreicht und die Orthogonalkraft von $0,95\text{ N}$ generiert. Die Länge der Nylon-Fasern beträgt $7,5\text{ mm}$ bei einem Durchmesser von $0,13\text{ mm}$. Sie sind auf dem Endoskop mit einer Dichte von $6,2\text{ Fasern/mm}^2$ verteilt. Die Vibrationsmotoren sind alle 40 cm auf dem 8 m langen Endoskop montiert. Amplituden in der Nähe des Motors betragen $130\text{ }\mu\text{m}$. Bei der Faserneigungen von 50° wurden Geschwindigkeiten bis zu $46,7\text{ mm/s}$ erreicht. Ein Demonstrator für die Endoskopkamera IPLEX MX IV7680X2 der Firma Olympus Europa SE & Co. KG, Hamburg – Deutschland, wurde vorbereitet und in der Simulation eines eingestürzten Hauses benutzt. Abbildung 2.9 zeigt ein Segment des aktiv geführten Endoskops in (a) und den $7,1\text{ Kg}$ schweren Demonstrator von Higuchi, et al. [10] in (b).

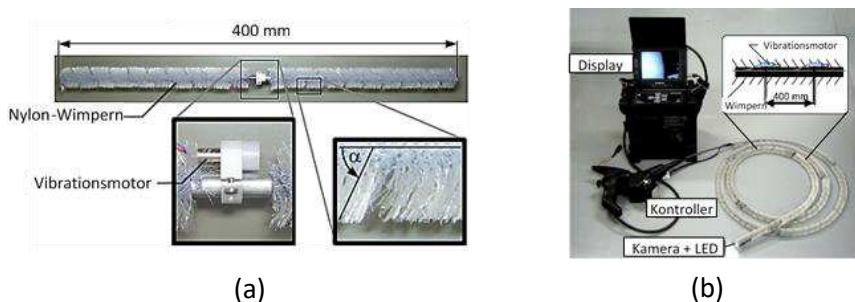


Abbildung 2.12 (a) Segment des aktiv geführten Endoskops mit den geneigten Nylon-Wimpern und einem Vibrationsmotor in der Mitte. (b) Bildaufnahme des Demonstrators. Quelle der Abbildungen: [10].

Der vorgestellte Einsatz von Wimpern als elastischer Reibkörper ist ein Beispiel für das Bewegungsprinzip des Wimpernantriebs im orthogonalen Betriebsmodus in einer Makroanwendung. Großes Potential liegt in der Anpassung der Nylon-Fasern als Wimpern-Reibkörper an den Reibpartner, in diesem Fall den unebenen und unspezifizierten Untergrund. Die Vorschubbewegung des Endoskops ergibt sich durch die Gesamtvorschubkraft aus den Reibkräften von den geneigten Nylon-Fasern, die für den großflächigen Reibkontakt entlang des Endoskop-Kabels verteilt sind.

In der Arbeit werden keine Angaben zur erzielbaren Endneigung der Fasern, Reibbeiwerten noch zur Größe der schrittartigen Bewegungen gegeben. Dennoch weist diese Makroanwendung durch die großflächige Skalierung des Wimpern-Reibkörpers auf die Skalierung der Vorschubkräfte, bzw. der Reibkräfte hin. Somit sind Anwendungen mit großen mechanischen Beanspruchungen mit dem Bewegungsprinzip der Wimpernantriebe nicht ausgeschlossen.

2.2.2. VORARBEITEN ZUM PIEZOELEKTRISCHEN WIMPERNANTRIEB

Takeshi Hatsuzawa entwickelte in seinen Forschungsarbeiten einen Antrieb auf Basis von Kohlenstofffaser-Wimpern. 2003 veröffentlichten Hatsuzawa, et al. [11] Ergebnisse zum entwickelten Antrieb, der die Wimpern nutzt, um die Energie von Piezoelementen auf den Läufer zu übertragen. Das Antriebsprinzip nutzt zwei gegenüberliegende Vibrationsquellen, die über Fasern von oben und unten zyklisch auf ein loses stabförmiges Element, den Läufer, pressen. Die auftretende anisotrope Reibung und die elastische Faserbiegung erzeugen die Bewegung des Läufers in Richtung der Ausgangsneigung der Fasern. Bei den Forschungsarbeiten von Hatsuzawa, et al. [11] wurden zwei derartige Antriebe vorbereitet und untersucht. Abbildung 2.13 stellt das Funktionsprinzip des Antriebs in (a) und die Bildaufnahme des Makro- und des Miniaturdemonstrators in (b) und in (c) dar.

Bei der Makroausführung wurden zwei BLT (Bolted Langevin Transducer) mit Durchmessern von 45 mm und Hub von $5\text{ }\mu\text{m}$ eingesetzt. Beim Miniaturdemonstrator wurden zwei Piezostapelaktoren bei dem Hub von $2\text{ }\mu\text{m}$ verwendet. Der Reibkörper wurde aus einer parallelogrammförmigen Matrix aus einem CFK-Stab hergestellt und anhand Epoxidharzklebstoffs mit einer Unterlage verbunden. Zum Schluss wurde die Matrix nasschemisch entfernt. Dabei entstanden Faserlängen bis $500\text{ }\mu\text{m}$.

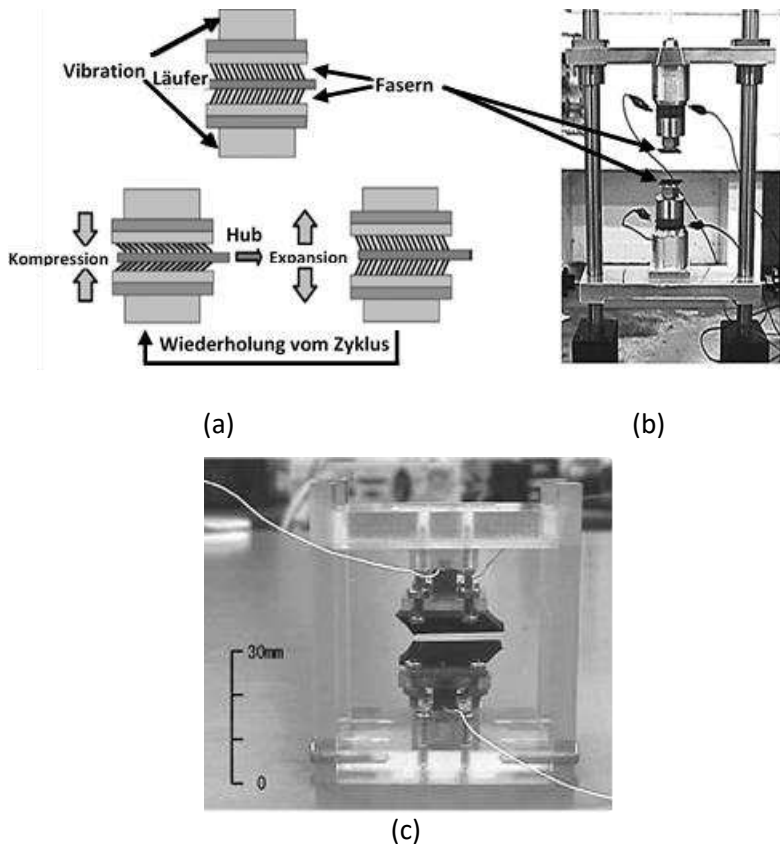


Abbildung 2.13 Linearer wipernbasierter Antrieb von Hatsuzawa. (a) Darstellung des zyklischen Antriebsprinzips. (b) Bildaufnahme des Aufbaus des Demonstrators. Quelle: [11].

Die Forschungsarbeiten gehen nicht über den Makrodemonstrator hinaus. Dabei ist die Verwendung von BLTs im betrachteten Frequenzbereich recht aufwändig. Beim Mikrodemonstrator wird über instabile Bewegungen mit auftretendem Stick-Slip Effekt berichtet. Dies ist auf die nicht parallele Ausrichtung und auf die Unebenheit beider Reibkörper zurückzuführen. Anschließend wurden die Messdaten der Untersuchung beider Antriebe verglichen. Tabelle 2.1 stellt einen Auszug des Vergleichs dar.

Tabelle 2.1 Auszug aus [11] des durchgeführten Vergleichs zwischen Makro- und Miniaturdemonstrator

Antriebsausführung	Anregungsfrequenz in Hz	Hub in μm	Vorschubdruck _{max} in Pa	V _{max} in mm/s
Makro	28000	2	400	99
Miniatur	400	5	38	6,1

Die vorgestellten Messdaten sind eine gute Referenz für weitere Forschungsarbeiten. Nichtsdestotrotz lassen sich die Verhältnisse beider Antriebsversionen nicht direkt vergleichen. Dabei gibt es ein nicht zueinander korrelierendes Verhältnis zwischen den Anregungsfrequenzen, Eingangshüben und Geschwindigkeiten beider Antriebe. Zudem wurde kein Verhältnis zwischen Faserbiegung und Vorschubdruck festgelegt. Obwohl die Wimpern-Reibkörper beider Demonstratoren gleich groß zu sein scheinen, ist der Vergleich ihres reibungsbedingten Vorschubdrucks nicht einmal verhältnismäßig erklärt.

Außerdem bestehen die Wimpern aus einfach zusammengehäuften Kohlenstofffasern. In der Arbeit wurde nicht in die Faserverteilung und deren Einfluss auf die Biegsamkeit oder auf die Lebensdauer der Fasern eingegangen. Dabei bleibt der größte Vorteil des Kohlenstofffaser-Reibkörpers ungenutzt, dass durch die Faserbiegung große Schritte erreicht werden. Denn selbst bei niederfrequenten Anregungen können hohe Geschwindigkeiten erzielt werden. Darüber hinaus lassen sich beide vorgestellten Antriebsausführungen nicht auf kostengünstige Anwendungen für kontinuierliche Bewegungen übertragen. Letztendlich besteht Diskrepanz bei den Verhältnissen der Geschwindigkeit zur Anregungsfrequenz beider Ausführungen des Antriebs.

Das Wirkprinzip des Wimpern-Reibkörpers aus Kohlenstofffasern ist jedoch aufgrund der Skalierbarkeit der Reibkräfte über die Faseranzahl und des einfachen Reibpartners für kostengünstiger Piezoantriebe interessant und hat viel Potential für Miniaturisierung. Darüber hinaus besteht Potential für hohe Geschwindigkeiten bei niederfrequenter Steuerung der Piezokeramik durch die Faserbiegung. Dies spiegelt sich in der signifikanten Verringerung des Steuerungsaufwands wider. Daher ist das Prinzip des Wimpernantriebs im orthogonalen und auch im parallelen Betriebsmodus ausbaufähig.

2.3. FAZIT ZUM STAND DER TECHNIK UND FORSCHUNG

Die in diesem Kapitel vorgestellte Antriebe teilen sich in wimpernbasierte Antriebsysteme, die in der Forschung zu finden sind, und in kommerziell ausgereifte Piezoantriebe auf.

Die kommerziellen Piezoantriebe sind so weit ausgereift, dass sie in unterschiedlichen Ausführungen für verschiedene Stellwege und Kräfte angeboten werden. Sie arbeiten i.d.R. im kHz-Bereich und lösen Bewegungen des Rotors oder Läufers anhand von Reibung über kontinuierliche Schwingungen oder diskrete kontinuierliche Schreitbewegungen aus. Tabelle 2.2 stellt tabellarisch den Vergleich der piezoelektrischen Antriebe aus dem Stand der Technik vor. Die Antriebe werden dabei anhand ihrer Ansteuerfrequenzen, Betriebsspannung, Kraft oder Moment, Bauteilanzahl und geometrischen Größen verglichen. Dabei zeichnet sich der PILine-Antrieb der Firma Physikinstrumente GmbH & Co. KG durch die reduzierte Anzahl von nur 3 Grundbauelementen bei Vorschubkräften von 5 N aus. Nach diesem Kriterium folgt der Elliptec-Antrieb mit 4 Bauteilen bei einer Vorschubkraft von 0,2 N und letztendlich der Trägheitsantrieb mit 4 Bauteilen bei 10 N der Firma Physikinstrumente GmbH & Co. KG. Die drei Antriebe weisen zudem einen hohen Miniaturisierungsgrad auf, da ihre geometrischen Größen nicht über 3 cm hinausgehen. Nichtsdestotrotz arbeiten diese Antriebe ebenso wie die anderen Antriebe mit Ansteuerungsfrequenzen im kHz-Bereich, was einen hohen Steuerungsaufwand bedeutet. Beim Auftreten vom Verschleiß gibt es wenige Möglichkeiten, die betroffenen Komponenten mit wenig Aufwand zu reparieren oder zu tauschen.

Bei Wanderwellenmotoren und schrittweise Piezoantriebe sind komplizierte Aufbereitungen der Steuersignale für ihre Inbetriebnahme nötig. Sie bestehen aus aufwändig zu konstruierenden und einer größeren Anzahl an Komponenten als beim vorgeschlagenen Wimpernantrieb. Im Fall der piezoelektrischen Lamellenmotoren kommen relativ viele Bauteile zum Einsatz. Eine Miniaturisierung erscheint wegen der wachsenden Resonanzfrequenz der Lamellen nicht ohne weiteres möglich.

Tabelle 2.2 Vergleich der Piezoantriebe aus dem Stand der Technik

	Piezoelektrische Antriebe						
	Wander- wellenmotor	schrittweise Piezoantriebe		PiLine	Elliptec-Antrieb	Lamellen-motor	Trägheits- antrieb
		PiezoLegs	PiezoWalk®				
Antriebs- modell	USR-60	LL1011A	N-310	M-662	X15G	PM 22R	Q-521
An- steuerungs- frequenz	47 – 52 kHz	≥ 2,5 kHz	≥ 1,5 kHz	100 bis 200 kHz	80 bis 100 kHz	3 kHz	20 kHz
Anzahl der Grund-bau- elemente	≥ 4	≥ 4	≥ 4	3	4	≥ 4	4
Bewegungs- generie- render Antriebsteil	Runder Piezo- resonator	Piezobein aus 2 Piezo- keramiken in Bimorph- konfiguri- on	Piezobein aus 2 aufeinander gestapelten Piezo- keramiken	Platten- resonator mit 2 Elektroden	Rechte- eckige Piezo- keramik	2× runder Reso- nator mit n × Lamellen	Rechte- eckige Piezo- keramik
Maßen	Ø:60 mm Höhe: k.A.	22×19 ×10,8 mm ³	50×50 ×128 mm ³	28×28 ×8 mm ³	3×3× 20 mm ³	Ø: 50 mm, Höhe: 50 mm	20×30 ×10 mm ³
Betriebs- spannung	110 V	48 V	-10 bis 45 V	12 V	bis 30 V	12 V	k. A.
max. Geschwin- digkeit	200 min ⁻¹	15 mm/s	10 mm/s	500 mm/s	30 mm/s	30 min ⁻¹	10 mm/s
Max. Kraft oder Moment	0,5 Nm	6 N	10 N	5 N	0,2 N	0,5 Nm	10 N

Die Forschungsarbeiten von Hatsuzawa im Bereich der Wimpernantriebe gehen bei der Herstellung des Reibkörpers aus Kohlenstofffasern nicht über einfach zusammengestellte Fasern hinaus. Ein Großdemonstrator mit BLTs und eine Miniaturausführung mit Piezo-stapelaktoren wurden in der Arbeit vorbereitet. Bei Letzterem wurde die Durchführung weiterer Messungen auf Grund von Konstruktionsschwierigkeiten erschwert. Beim Groß-demonstrator ist die Verwendung der BLTs im Frequenzbereich von 28 kHz recht aufwändig und lässt sich in dieser Form nicht auf massentaugliche Antriebe übertragen.

Dennoch konnte die Makro- und Miniaturausführung des Wimpernantriebs von Hatsuzawa Geschwindigkeiten von jeweils 99 mm/s und 6,1 mm/s erreichen.

In der Forschungsarbeit von Satoshi et al. werden 7,5 mm lange geneigte Nylon-Fasern und Vibrationsmotoren entlang eines 7 m langen flexiblen Industrieendoskops als aktive Führung eingesetzt, mit welchem die Untersuchung von Trümmern in Katastrophengebieten erleichtert werden soll. Dabei werden Geschwindigkeiten von 46,7 mm/s erreicht. In der Arbeit wird das Wirkprinzip des Faserreibkörpers in einer Makroapplikation bewiesen, in welcher die hohe Anpassung der elastischen Polymerfasern auf veränderlichen Untergründen genutzt wurde.

In beiden Forschungsarbeiten wurde das Funktionsprinzip der Wimpernantriebe untersucht und validiert. Dennoch wird deutlich, dass Verbesserungspotential beim Einsatz der Kohlenstofffaser-Wimpern besteht. Dabei kann der Reibkörper mit den Fasern wie im Fall des Endoskops gestaltet werden, so dass die Biegsamkeit der Fasern gesichert ist. Außerdem besteht durch einen zu konzipierenden Herstellungsprozess des elastischen Wimpern-Reibkörpers die Möglichkeit, Einfluss auf die Faserneigung, -länge, -anzahl und -dicke zu nehmen. Somit können aussagekräftigere Untersuchungen zur Auswahl einer geeigneten Kontaktfläche und den Reibkräften erfolgen. Letztendlich muss die Skalierbarkeit durch die Vergrößerung der Wimpernfläche experimentell überprüft werden.

In den Wimpernantrieben ermöglicht die verlässliche Ausführung der gesteuerten Eingangsbewegungen zum Wimpern-Reibkörper, die Faserbiegung bzw. die Antriebshübe zu beeinflussen. Damit können höhere Antriebsgeschwindigkeiten erzielt werden, ohne die Steuerfrequenzen erhöhen zu müssen. Diese Eigenschaft kombiniert mit der geringen Bauteileanzahl verdeutlichen das Potential der Wimpernantriebe im Vergleich zu den vorgestellten Antriebssystemen.

3. GRUNDLAGEN ZU KOHLENSTOFFFASERN

Wimpernbasierte piezoelektrische Antriebe sind neuartige Piezoantriebe, die einen elastischen Reibkörper aus Kohlenstofffasern nutzen, die sogenannten Wimpern, um Hub und Kraft aus Piezoschwingungen vom Stator zum Läufer zu übertragen. Die Gestaltung des elastischen Wimpern-Reibkörpers ist einer der Forschungsschwerpunkte dieser Arbeit. In diesem Kapitel wird es ein Einblick in die industrielle Herstellung von Kohlenstofffasern gegeben und in deren Bearbeitung bei der Anfertigung von Kohlenstofffaser-verstärkten Kunststoffen. Hierdurch wird die nötige Wissens- und Technologiebasis für die Herstellung des Reibkörpers geschaffen, die in Kapitel 5 näher beschrieben ist.

3.1. KOHLENSTOFFFASERN ALS WIMPERN IM REIBKÖRPER DER ANTRIEBE

Die Funktion des Wimpern-Reibkörper ist es, bei der Interaktion mit der Kontaktfläche durch anisotrope Reibung Hub und Kraft monodirektional zum Läufer zu übertragen. Dafür wird der Reibkörper aus mechanisch belastbaren und frei biegsamen Fasern gestaltet und in den Antrieb eingebaut. Abbildung 3.1 zeigt die Funktion der Hub- und Kraftübertragung der Wimpern. Dabei ist der Reibkörper für den parallelen Betriebsmodus (a) und für den orthogonalen Betriebsmodus (b) auf dem horizontal geführten Läufer dargestellt. Um den Fokus der Darstellung auf die Wimpern zu legen, erfolgt der Eingangshub auf die Wimpern in Abbildung 3.1 durch die Kontaktfläche. Die Fasern sind dabei auf dem Läufer befestigt.

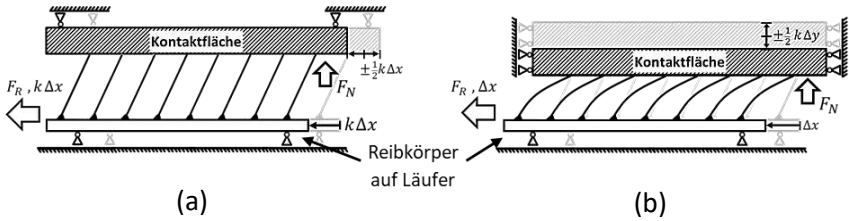


Abbildung 3.1 (a) Funktionsdarstellung des elastischen Wimpers-Reibkörpers für den Wimpernantrieb im parallelen Betriebsmodus. Die Fasern wirken in der Darstellung mit Normalkraft F_N gegen die Kontaktfläche an der Hebelstruktur, welche mit einer Amplitude von $k\Delta x$ auf der Horizontalachse hin- und herfährt. (b) Funktionsdarstellung des Reibkörpers für den Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus. Die Normalkraft F_N wird durch die Wimpernbiegung horizontal auf F_R gleichgerichtet und durch die Wimpern auf den Läufer übertragen. Dabei fährt die Kontaktfläche mit der Amplitude $k\Delta y$ in vertikaler Richtung gegen den Wimpers-Reibkörper.

Durch den Einsatz von Kohlenstofffasern ist es möglich, einen Reibkörper mit vorteilhaften mechanischen Eigenschaften zu gestalten. Die resultierenden Reibkräfte, die den Läufer in Vorschubbewegung versetzen, können anhand der Faseranzahl hochskaliert werden. Dabei besteht durch ihren kleinen Durchmesser Potential, hohe Faserdichten auf kleinen Flächen zu erzielen. Somit lassen sich die zu übertragenden Kräfte in Abhängigkeit der abgedeckten Fläche bestimmen. Die Kontaktfläche wird durch die flächig verteilte Belastung der Faserenden geschont.

Zur Auswahl der Wimpern werden industriell hergestellte Fasern unter den Kriterien von geringem Durchmesser, hohem E-Modul und geringer Dichte verglichen. Tabelle 3.1 stellt den Vergleich kommerzieller kontinuierlicher und runder Mikrofasern mit Durchmessern $\leq 150 \mu\text{m}$ vor [12-14]. Dabei zeigt sich, dass Kohlenstofffasern in Durchmesser und Dichte nur mit Aramid- und Polyethylenfasern vergleichbar sind. Sie besitzen allerdings bessere mechanische Eigenschaften. Die zwei Kohlenstofffasersorten aus Pech und aus PAN weisen auf die Precursorfasern hin, aus welchen sie hergestellt werden. Beide Precursorarten und deren Bearbeitung bis zu Kohlenstofffasern werden im folgenden Abschnitt 3.2 erklärt.

Kohlenstofffasern wurden letztendlich als Wimpern ausgewählt, weil sie unter den industriell hergestellten Mikrofasern mit Durchmessern von 5,1 bis zu 9 μm und Dichten bis 2,15 g/cm^3 die geringsten Massen bei hohen E-Moduli zwischen 228 und 785 GPa, abhängig vom Herstellungsverfahren, aufweisen. Außerdem ist der Einsatz von Fasern aus einem industrialisierten Herstellungsprozess als Ausgangsmaterial in der Gestaltung des Reibkörpers aus biegsamen und parallel zueinander gestellten Fasern mit Anfangsneigung von Vorteil. Durch die kommerzielle Verfügbarkeit wurde die Auswahl auf Kohlenstofffasern aus PAN-Precursor eingeschränkt.

Tabelle 3.1 Vergleich kommerzieller kontinuierlicher und runder Mikrofasern [12-14].

Faser	Durchmesser in μm	E-Modul in GPa	Dichte in g/cm^3	Zugspannung in GPa
<i>Kohlenstofffaser</i>				
aus PAN	5,1 bis ≤ 9	228 bis >450	1,76	1,52 – 5,31
aus Pech	≤ 9	380 - 785	2,0 – 2,15	1,90 – 2,41
<i>Glasfaser</i>				
E-Glass	10	72,4	2,54	3,45
S-Glass	10	86,9	5,49	4,30
<i>Aramid</i>				
Kevlar 49	11,9	131	1,45	3,62
Kevlar 149	11,9	179	1,47	3,45
<i>Polyethylen</i>				
Spectra 900	38	117	0,97	2,59
Spectra 1000	27	172	0,97	3,00
<i>Al₂O₃</i>				
Nextel 610	10 – 12	380	3,90	2,1 – 3,1
<i>...keramische Fasern</i>				
Boron	140	380 – 400	3,10 – 3,75	2,36 – 2,70
SiC	140	400 – 480	2,1 – 3,44	3,08 – 4,09

Der folgende Abschnitt gibt einen Einblick in den industriellen Herstellungsprozess von Kohlenstofffasern aus den beiden kommerziellen Ausgangstypen PAN und Pech, und in deren Bearbeitung bei der Herstellung von Verbundkunststoffen.

3.2. HERSTELLUNG UND BEARBEITUNG VON KOHLENSTOFFFASERN

Kohlenstofffasern weisen eine sehr hohe Steifigkeit bei geringem Gewicht auf. Sie wurden zunächst u.a. in Verbundkunststoffen in der Formel 1 und in der Luft- und Raumfahrt verwendet, da solche Bauteile bis zu 80 % leichter als Stahl und bis zu 50 % leichter als Aluminiumlegierungen sind. Heutzutage sind sie neben der Automobilindustrie u. a. in der Medizintechnik z.B. bei Prothesen und Implantaten und sogar im Sport- und Freizeitbereich, z.B. bei Rennrädern, Snowboards, Golf- und Tennisschlägern eingesetzt.

Obwohl der Marktdurchbruch von Kohlenstofffasern zwischen 1970 und 1980 mit Precursoren aus Polyacrylnitril und Pech stattfand, geht ihr Ursprung bis auf Thomas Alva Edison zurück. Am 21. Oktober 1879 setzte Edison einen karbonisierten Faden aus Baumwolle ein, der im Vakuum länger als einen halben Tag glühte [13, 15]. 1880 patentierte er den Einsatz von Kohlenstoffäden in elektrischen Glühlampen. Seitdem wurden Kohlenstofffasern bis zu den heutigen hoch technologischen Fasern mit Durchmessern $\leq 10 \mu\text{m}$ weiterentwickelt. Sie weisen eine gute thermische und elektrische Leitfähigkeit auf, sie besitzen hohe thermische und chemische Stabilität und lassen sich vom Magnetismus nicht beeinträchtigen. Kohlenstofffasern sind korrosionsbeständig und durchlässig für elektromagnetische Wellen und Röntgenstrahlungen [13, 16-18].

In den folgenden Abschnitten werden die verschiedenen Kohlenstofffaser-Typen vorgestellt, gefolgt von der industriellen Herstellung von kontinuierlichen Kohlenstofffasern und ihrer Bearbeitung für die Herstellung von Verbundmaterialien.

3.2.1. DEFINITION UND TYPEN VON KOHLENSTOFFFASERN

IUPAC (auf Deutsch: Internationale Union für reine und angewandte Chemie) bezeichnet als Kohlenstofffasern Fasern mit einem Kohlenstoffgehalt höher als 92% [13, 17, 19, 20]. Sie sind i.d.R. im nicht-graphitischen Stadium. Ihre interne Struktur besteht aus zwei-dimensionalen Schichten mit hexagonalen Gittern aus Kohlenstoffatom-Bindungen, die entlang der Faserlängsachse willkürlich zusammengestapelt sind. Der Unterschied zum Graphit liegt darin, dass die Molekülebenen keine reguläre Anordnung auf einer dritten Achse haben. Diese turbostratische Struktur verleiht den Fasern exzellente anisotrope mechanische Eigenschaften [17, 18]. Abbildung 3.2 (a) stellt die

REM-Aufnahme und (b) und (c) die schematische Struktur von Kohlenstofffasern dar.

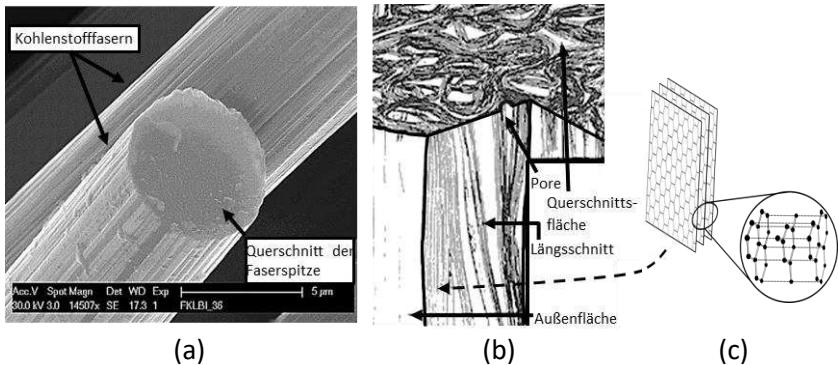


Abbildung 3.2 (a) REM-Aufnahme von Kohlenstofffasern. (b) Schematische Darstellung des strukturellen Aufbaus einer Ex-PAN-Kohlenstofffaser nach Dresselhaus [17] mit Längs- und Querschnitten. (c) Darstellung der hexagonal strukturierten Schichten in einer Kohlenstofffaser.

Kohlenstofffasern sind häufig nach folgenden Kategorien klassifiziert: Material des Precursors, bzw. des Ausgangsmaterials, und mechanische Eigenschaften [13, 15-18].

Klassifizierung der Kohlenstofffasern nach Material des Precursors

Zu den Vormaterialien gehören folgende Kunstfasern: Polyacrylnitril (PAN), Pech und Rayon, wovon nur die ersten zwei industriell hergestellt werden. Bei Naturfasern werden Wolle-, Baumwolle-, Jute- und Ramiefasern eingesetzt. Weitere Vormaterialien sind Phenolharze bei Polymermaterialien und Kevlar bei den hochkristallinen Aramidfasern. Eine weitere Herstellungsmöglichkeit ist das Gasphasenwachstum von Kohlenstofffasern, auf Englisch: vapor-growth carbon fiber (VGCF).

Klassifizierung der Kohlenstofffasern nach mechanischen Eigenschaften der Fasern

Kohlenstofffasern werden nach deren Elastizitätsmodul in folgende 4 Typen unterteilt:

- UHM (*Ultra-High-Modulus*), auf Deutsch: Ultra hohes E-Modul. Das E-Modul der Fasern ist dabei > 450 GPa.

-
- HM (*High-Modulus*), auf Deutsch: hohes E-Modul. Das E-Modul der Fasern liegt zwischen 325 bis 450 GPa.
 - IM (*Intermediate-Modulus*), auf Deutsch: mäßiges E-Modul. Das E-Modul der Fasern liegt zwischen 200 und 325 GPa.
 - HT-Typ (*High-Tensile strength & Low-Modulus*), auf Deutsch: niedriges E-Modul und niedrige Zugspannung. Dazu gehören Fasern mit E-modul < 100 GPa und Zugfestigkeit $\geq 3,0$ GPa.

Das E-Modul der Kohlenstofffasern wird im Herstellungsprozess durch die Karbonisierungs- und Graphitisierungsvorgänge bestimmt.

3.2.2. INDUSTRIELLE HERSTELLUNG VON KOHLENSTOFFFASERN

In der industriellen Herstellung von Kohlenstofffasern werden Precursor-Fasern aus PAN und Pech eingesetzt. Beide Precursor-Fasern werden durch eine ähnliche Bearbeitungs-sequenz zu Kohlenstofffasern: Stabilisierung, Karbonisierung und Graphitisierung. Die Precursor-Fasern werden diesen Bearbeitungsvorgängen nacheinander durchlaufend ausgesetzt. Als Resultat davon ergeben sich kontinuierliche Kohlenstofffasern.

Kohlenstofffasern aus Polyacrylnitril (PAN)

Polyacrylnitril gehört zu den meist gebrauchten Precursoren in der Herstellung von Hochleistungsfasern. Polyacrylnitril wird durch Fällungs- oder Lösungspolymerisation hergestellt und durch Nass- oder Trockenspinnverfahren zur Faser gestaltet. Passende PAN-Fasern für die Herstellung von Kohlenstofffasern haben einen Gehalt von Acrylnitril-Monomeren $\geq 85\%$. Der Kohlenstoffgehalt in Acrylnitril ($\text{CH}_2=\text{CHCN}$) liegt bei 68% [17, 20]. PAN-Fasern werden unter oxidativer Atmosphäre bei Temperaturen zwischen 200 und 300 °C stabilisiert. Dabei findet bei den Polymerfasern unter Abspaltung von Wasserstoff eine Vororientierung der Moleküle zu sogenannten Leiterpolymeren statt und die Fasern werden unschmelzbar. Die nachfolgende Karbonisierung und Graphitisierung findet unter inerter Atmosphäre (i.d.R. N_2 oder Ar) statt. Die Karbonisierung erfolgt bei Temperaturen zwischen 1200 und 1600 °C. Dabei werden die nicht-kohlenstoffartigen Stoffe in Gasform abgespalten: HCN, CO und NH_3 . Daraus ergeben sich direkt Kohlenstofffasern des Typs HT. Anschließend wird der Graphitisierungsvorgang für Fasern des Typs IM zwischen 1600–1800 °C durchgeführt und bis zu 3000 °C für Fasertypen HM und UHM. Dabei wird die kristalline Orientierung der Faserstruktur erhöht und die Abstände zwischen Molekülschichten verringert bis die graphitähnliche Struktur geformt ist.

Kohlenstofffasern aus Pech

Pech ist ein viskoelastisches Material mit einem Kohlenstoffgehalt $> 80\%$, das aus den Rückständen der Destillation von Teeren und organischen Substanzen nach Abtreiben von leichten und schweren Ölen und Zwischenfraktionen hergestellt wird. Das entstandene Pech ist ein Thermoplast, aus welchem im geschmolzenen Zustand die Pech-Fasern mittels Schleuderverfahren gewonnen werden. Abhängig von der Schleudertechnik und der Temperatur können Pech-Fasern mit isotropen oder anisotropen Strukturen mit Mesophase hergestellt werden. Kohlenstofffasern aus isotropen Pech-Fasern werden häufig als thermische Isolationsfüllstoffe in Elektrodenplatten oder als Füllstoff für Beton verwendet. Anisotrope Pech-Fasern gehören zu den Hochleistungsfasern. Analog zu PAN-Fasern werden sie durch einen stabilisierenden kontrollierten Oxidationsvorgang bei Temperaturen zwischen 250 und $350\text{ }^{\circ}\text{C}$ unschmelzbar. Darauf folgend werden sie unter inerter Atmosphäre bei Temperaturen zwischen 1000 und $2000\text{ }^{\circ}\text{C}$ karbonisiert. Anschließend findet die Graphitisierung bei Temperaturen zwischen 2500 und $3000\text{ }^{\circ}\text{C}$ statt. Die sich daraus ergebenden Kohlenstofffasern sind häufig vom Typ HM und UHM.

Abbildung 3.3 (a) zeigt den Vergleich aller Vorgänge der Kohlenstofffaserherstellung für PAN und Pech-Precursor-Fasern. Mit den Precursor-Fasern aus Pech werden i.d.R. Kohlenstofffasern des Typs HM und UHM nach der Klassifizierung mechanischer Eigenschaften hergestellt, während mit Precursor-Fasern aus PAN auch alle anderen Typen hergestellt werden können.

Abbildung 3.3 (b) stellt schematisch die strukturelle Veränderung einer Faser während der thermischen Behandlung der Karbonisierung bis zur Graphitisierung dar. Dabei sind Temperaturwerte in Kelvin dargestellt. Über $2500\text{ }^{\circ}\text{K}$ wird das graphitische Stadium erreicht. Dabei geht die Anisotropie in den Fasern verloren, die eigentlich erwünscht ist.

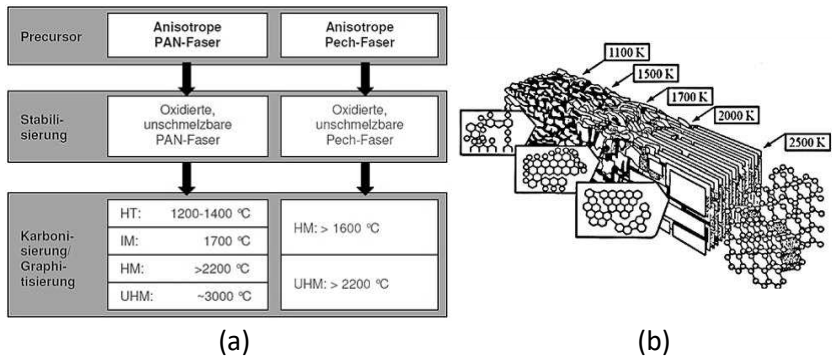


Abbildung 3.3 (a) Schematische Darstellung der Kohlenstofffaserherstellung aus PAN und Pech-Precursoren [18]. (b) Strukturelles Modell von Kohlenstofffasern beim Graphitisierungsvorgang [16].

Obwohl beide Precursor-Fasern vergleichbare Bearbeitungsschritte zur Herstellung von Kohlenstofffasern benötigen, sind Ex-PAN-Kohlenstofffasern im Markt stark verbreitet. Dies kann daran liegen, dass trotz geringer Kosten von Pech als Ausgangsmaterial aufwändige Bearbeitungs- und Reinigungsvorgänge in der Destillation benötigt werden. Dies spiegelt sich in höheren Herstellungs- und somit Anschaffungskosten der Precursorfasern für die Herstellung von Kohlenstofffasern wider. Dies ist für die Industrie ein wesentlicher Aspekt, wenn die Kohlenstofffasern aus den Karbonisierungs- oder Graphitisierungsvorgängen für die Einbettung in einer Zielmatrix weiter behandelt und vorbereitet werden müssen.

i) OBERFLÄCHENBEHANDLUNG DER KOHLENSTOFFFASERN

Die fertigen Kohlenstofffasern werden in Verbundwerkstoffen eingesetzt. Um eine hohe Kompatibilität zwischen Fasern und Einbettungsmaterial zu erzielen, werden sie mit oxidativen und nicht-oxidativen Vorgängen behandelt [13, 16-18, 21].

Die sogenannten Matrizen sind nach Donnet und Bansal [13] i.d.R. aus organischen, metallischen oder keramischen Materialien. Abbildung 3.4 stellt die Aufteilung dieser Matrizentypen für kohlenstofffaserverstärkte Verbundwerkstoffe vor. Unter den Duroplasten bei Polymermatrixsystemen sind CFK-Materialien (Carbonfaserverstärkte Kunststoffe) mit Epoxidharzmatrizen aufgrund der günstigsten Kompatibilität und einfacher Formgestaltung für die massentaugliche Herstellung am meisten verbreitet. Kohlenstoffverstärkte Kohlenstoffe (auf Englisch CFC: *Carbon Fiber reinforced*

Carbon), keramische Faserverbundwerkstoffe (auf Englisch CMC: *Ceramic Matrix Composites*) und Metallmatrix-Verbundwerkstoffe (auf Englisch MMC: *Metall-Matrix-Composites*) werden aufgrund hoher mechanischer und thermischer Belastbarkeit und Beständigkeit gegen Abrasion in der Luft- und Raumfahrtforschung genutzt [12-19, 22, 23].

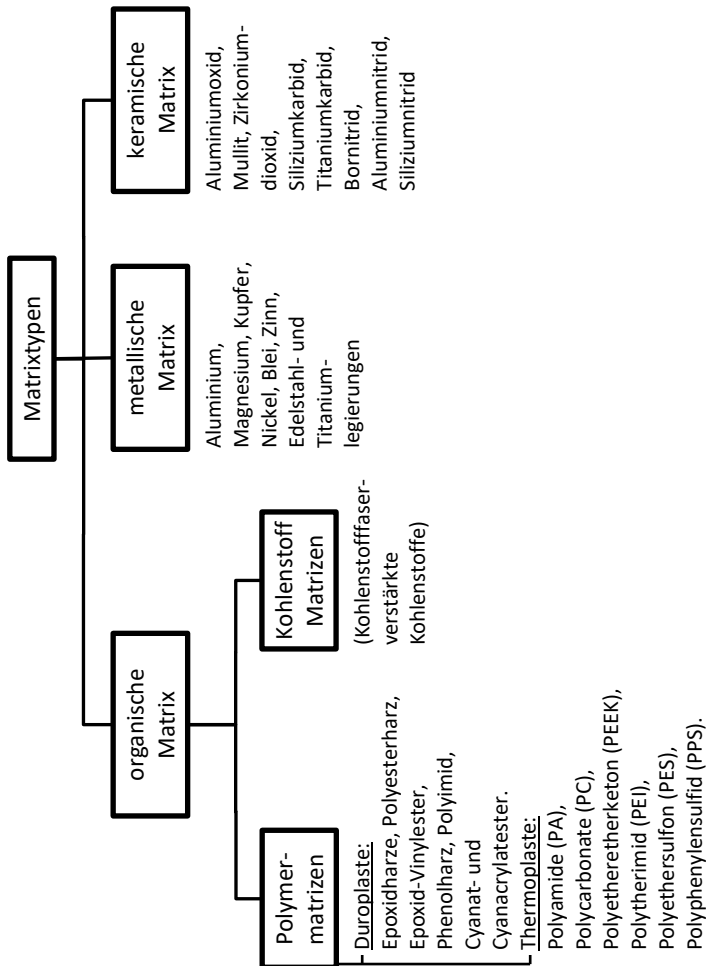


Abbildung 3.4 Einteilung der Matrixmaterialien für Kohlenstofffasern aus der Arbeit von Donnet und Bansal [13].

Die Oberflächen der Faser werden zur höheren Kompatibilität mit solchen Matrixsystemen behandelt oder beschichtet. Im Folgenden werden Methoden zur Oberflächen-behandlungen vorgestellt, die sich in durchlaufenden Verfahren einsetzen lassen. Daraufgehend werden Beschichtungs-möglichkeiten vorgestellt.

Bei oxidativen Oberflächenbehandlungen werden Kohlenstofffasern mit Substanzen in Gas- oder Flüssigphase leicht angeätzt, um die Kontaktstellen zwischen Fasern und Matrix zu vergrößern. Unter den oxidativen Methoden werden *Gasphasen-*, *Flüssigphasen-* oder *katalytische Oxidation* eingesetzt.

Bei der *Gasphasenoxidation* sind die Fasern Luft bei Temperaturen zwischen 400 und 1100 °C oder sauerstoffhaltigen Gasen ausgesetzt, z.B. O, CO₂ oder O₃. Bei der *Flüssigphasenoxidation* wird die Faseroberfläche mit ätzenden Substanzen, z.B. Hypochlorite (HClO), Natriumchlorid (NaCl) oder Salpetersäure (HNO₃) oder mit einem elektro-chemischen Vorgang behandelt. Letzterer ist gemäß der Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe (AVK) [18] hoch kompatibel mit industriellen Prozessen. Bei der *katalytischen Oxidation* werden durch Suspensionen geringfügig metallische Nanopartikel auf die Faseroberfläche aufgetragen, z.B. Oxid von Kupfer, Blei, Vanadium oder Übergangsmetallen [13, 16]. Somit wird die Faseroberfläche im Oxidierungsvorgang porös.

Bei nicht-oxidativer Oberflächenbehandlung werden folgende Verfahren eingesetzt: Vergrößerung der Faseroberfläche durch Wachstum kompatibler Materialien auf der Faseroberfläche anhand chemischer Vorgänge (englischer Begriff: whiskerization), Elektropolymerisation und Pyrokohlenstoff-beschichtung.

Des Weiteren werden verschiedene Materialien für die Kohlenstoff-faserbeschichtung verwendet, die die mechanischen, thermischen oder elektrischen Fasereigenschaften in Verbundmaterialien verbessern. Bekannt sind Kohlenstofffaser-Beschichtungen aus Oxidkeramik [15, 24-29], Nicht-Oxidkeramik [22, 25, 30-36], Mischkeramik [37, 38], Nanowerkstoffen [39-45] und Metallen [12-19, 22, 23, 25, 45, 46], um neben der Oberflächenpassivierung eine höhere Kompatibilität der Fasern mit metallischen, keramischen oder organischen Matrixsystemen [12, 13, 15-19, 22, 23] zu erzielen. Tabelle 3.2 stellt die verbreitetsten Beschichtungen vor. Bei der Recherche wurden Beschichtungen mit keramischen Werkstoffen und Kohlenstoffnanoröhrchen mit Schichtdicken bis zu etwa 300 nm registriert. Beschichtungen mit keramischen Werkstoffen sind noch nicht für durch-

laufende Prozesse ausgereift. Sie werden zu Forschungszwecken bei einzelnen und nicht-kontinuierlichen Fasern durchgeführt [47-49].

Tabelle 3.2 Überblick von bekannten Beschichtungsmaterialien für Kohlenstofffasern.

Material- typ	Beschichtungsmaterial		Beschichtungsvorgänge
	Abkürzung	Bezeichnung	
Metall	Ni	Nickel	chemische Gasphasenabscheidung, chemische Gasphaseninfiltration
Nano- werkstoff	CNT	Kohlenstoffnano- röhrchen	Chemische Gasphasenabscheidung
Oxidkera- mik	Al ₂ O ₃	Aluminiumoxid	Galvanotechnik, elektrophoretische Abscheidung, Sol-Gel-Verfahren
	ZrO ₂	Zirkoniumdioxid	Sol-Gel-Verfahren
	TiO ₂	Titandioxid	Tauchbeschichtung, Galvanotechnik, elektrophoretische Abscheidung
	SiO ₂	Siliziumdioxid	chemische Gasphasenabscheidung, Tauchbeschichtung, plasmaunterstützte chemische Gasphasenabscheidung
	BaTiO ₃	Bariumtitanat	Hydrothermale Verfahren
Nicht- Oxidkera- mik	SiC	Siliziumkarbid	chemische Gasphasenabscheidung, reaktive Gasphasenabscheidung
	TiN	Titannitrid	physikalische Gasphasen- abscheidung, chemische Gasphasenabscheidung
	BN	Bornitrid	Tauchbeschichtung
Misch- keramik	SiC/SiO ₂	Siliziumdioxid/ Siliziumkarbid	Sol-Gel-Verfahren

Über die letzten vier Beschichtungstypen von Tabelle 3.2 wird vorwiegend aus der Forschung berichtet. Die Übertragung solcher Entwicklungsvorgänge auf die Massenfertigung kommerzieller Produkte wurde noch nicht berichtet. Zur Zeit sind Beschichtungen aus Kohlenstoffnanoröhrchen auf Ex-Pan-Kohlenstofffasern nur bei der Firma Nitta Industries Europe GmbH, Düsseldorf – Deutschland, und mit Nickelbeschichtungen bis 0,5 µm bei der Firma Toho Tenax Co. Ltd., Tokio – Japan, und bis 1 µm bei der Firma Conductive Composites Co LLC, Utah – USA, und Ultramet, Pacoima – USA, kommerziell verfügbar.

ii) PRÄPARATIONS-AUFTRAG (SIZING)

Nach der Oberflächenbehandlung der Fasern erfolgt der Präparationsauftrag (bekannter englischer Begriff: Sizing). Er dient als Gleit- und Trennmittel und vermeidet, dass es während der Bearbeitung der Faserstrukturen zu Faserbrüchen kommt [23]. Kommerzielle Kohlenstofffasern sind i.d.R. mit Epoxidharz-, Polyester-, Nylon- oder Urethandispersionen imprägniert für eine hohe Kompatibilität mit Epoxidharzmatrizen.

iii) VORBEREITUNG DER FASERSPULE

Anschließend werden Tausende von kontinuierlichen losen Fasern (1, 2, 3, 6, 12, 24 oder 48 k-Fasern) mit Präparationsauftrag um einen Trägerzylinder aufgewickelt. Abbildung 3.5 (a) stellt die maschinelle Faserwicklung mit einem Fadenableger vor. Abbildung 3.5 (b) zeigt eine fertige Faserspule.

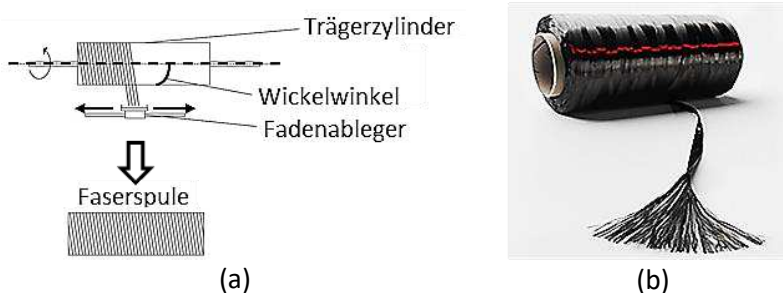


Abbildung 3.5 (a) Schematische Darstellung des maschinellen Wickelns der Fasern auf den Trägerzylinder, aus [23]. (b) Bildaufnahme einer fertigen Faserspule. Quelle: www.tohotenax.com.

3.2.3. BEARBEITUNG VON KOHLENSTOFFFASERN IN DER CFK-HERSTELLUNG

Bei der Herstellung von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen werden die Faserspulen von Schnüren mehrerer Tausend Fasern als Ausgangsmaterial eingesetzt. Die Kohlenstofffasern werden in der industriellen Herstellung von CFK-Halbzeugen oder -Bauteilen von großflächigen unidirektionalen bis hin zu 3D-Architekturen durch Press-, Injektions-, Spritzguss-, Wickel- und Pultrusionsverfahren oder durch eine Kombination dieser Verfahren bearbeitet [23]. Abbildung 3.6 stellt schematisch die Bearbeitung von Kohlenstofffasern durch das Pultrusionsverfahren (a) und durch Pullwinding

(b) für die Fertigung von CFK-Bauteilen vor. Dabei werden gleichzeitig mehrere Kohlenstofffaser-Schnüre aus Faserspulen in die Anlage eingeführt, die separat in einem Ständer gehalten werden. Das Halbzeug von Abbildung 3.6 (c) wurde durch Pullwinding hergestellt. Abbildung 3.6 (d) und (e) stellen Halbzeuge in Form von Rechteck- und Flachstäben dar, mit unidirektional gelegten Fasern entlang der Matrix.

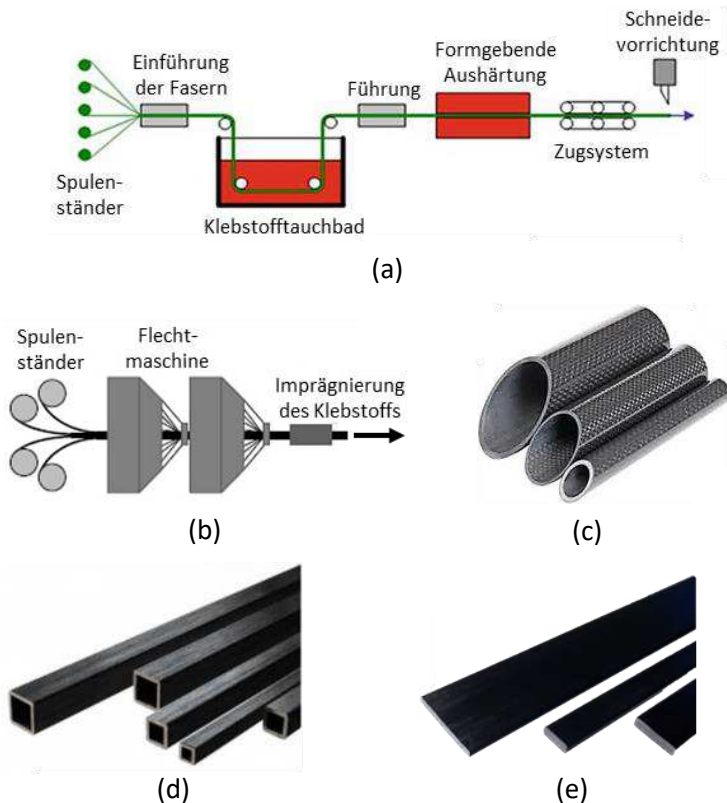


Abbildung 3.6 (a) Darstellung des Pultrusionsverfahrens, aus [16]. (b) Darstellung des Pullwinding-Verfahrens, aus [23]. (c), (d), (e) Bildaufnahmen von CFK-Halbzeugen. Quelle: www.carbonscout.com.

Durch die vorgestellten ausgereiften Herstellungsprozesse von Kohlenstofffasern können diese heutzutage in der Fertigung von Halbzeugen von Verbundmaterialien mit reproduzierbaren Faser-Strukturen industriell

eingesetzt werden. Bei solchen Großanlagen werden Verdrillungen der Kohlenstofffaser-Schnüre aus den Faserspulen vermieden, indem die Spulenstände mehrere Meter von der jeweiligen Anlage entfernt sind. Jedoch sind immer wieder Faserbrüche in solchen Strukturen feststellbar. Nach Beaumont und Soutis [50] und Paris und Jackson [51] treten öfter Faserbrüche auf, weil die Fasern ungleichmäßig verteilten Zugspannungen und Torsion ausgesetzt werden.

3.3. FAZIT FÜR DIE HERSTELLUNG DES ELASTISCHEN REIBKÖRPERS DER WIMPERNANTRIEBE

Ein Forschungsschwerpunkt dieser Arbeit ist die Entwicklung des Verfahrens für die Gestaltung des elastischen Reibkörpers aus geneigten Kohlenstofffasern, die zur Sicherung ihrer Biegsamkeit parallel zueinander mit Abständen voneinander gestellt sind. Auf das Verfahren und die dafür entwickelten Versuchsaufbauten wird in Kapitel 5 eingegangen. Die Informationen, die in diesem Kapitel vorgestellt wurden, liefern die Basis für die Faserauswahl als auch für die Versuchsaufbauten. Aus diesem Grund werden im Folgenden die wichtigsten daraus gezogenen Erkenntnisse aufgelistet:

- Kohlenstofffasern weisen unter den kommerziellen Mikrofasern den kleinsten Durchmesser bei hohen mechanischen Eigenschaften auf. Dabei besteht großes Potential, hohe Reibkräfte durch die Faserdichte in der Fläche zu erzielen.
- Kohlenstofffasern mit Beschichtungen sind von großem Interesse für diese Forschungsarbeit. Denn sie können als zu opfernde Abstandshalter in einer Opfermatrix bei der Gestaltung des Wimpern-Reibkörpers mit der gewünschten Zielfaserlänge und -neigung dienen. Bei der Entfernung beider Opferelemente würde somit der Abstand zwischen den an der Basis befestigten Fasern gesichert.
- Kommerziell verfügbare beschichtete Kohlenstofffasern werden als Ausgangsmaterial in der Herstellung des Reibkörpers für Wimpernantriebe eingesetzt, da sie reproduzierbar hergestellt werden.

-
- Die Formgestaltung des Reibkörpers aus Kohlenstofffasern kann in einer Polymer-Matrix durchgeführt werden, in welcher die Fasern unidirektional gelegt und eingebettet wurden. Dabei besteht die Herausforderung, die Auswahl der Matrix so zu treffen, dass diese durch einfache Mittel, ohne die Fasern zu beschädigen, entfernt werden kann.
 - Bei der Herstellung von CFK-Bauteilen werden industriell hergestellte Faserspulen als Ausgangsmaterial eingesetzt, deren Fasern mit Präparationsauftrag vorbereitet wurden. Dabei wird jedoch keine Aussage bezüglich der Lage der Fasern oder ihrer Parallelität in den Faserspulen getroffen. Für die Herstellung des Reibkörpers muss die Bearbeitung der Fasern so durchgeführt werden, dass diese parallel zueinander ausgerichtet sind. Die Sicherung oder Fixierung einer solcher Ausrichtung kann über die Einbettung der Fasern in einer Matrix durchgeführt werden.



4. ELASTISCHES VERHALTEN DER WIMPERN-FASER UNTER REIBBELASTUNG

In diesem Kapitel werden die großen Biegeverformungen der Kohlenstofffasern im Reibkörper von Wimpernantrieben beschrieben, denen die Fasern bei steigendem Eingangshub unter Reibkontakt mit der Kontaktfläche ausgesetzt sind. Hierfür wird nach Festlegung der Gleichgewichtsbedingungen die Überführung der Differential-gleichungen von kleinen zu großen Biegeverformungen erklärt, gefolgt von der Klassifizierung der vier Ordnungen der Theorie elastischer Biegung und deren Rechen-methoden. Anschließend wird die dritte Ordnung des Biegeverhaltens für die Faserbiegung genutzt. Das Modell wird anhand eines experimentellen Vergleichsfalls verifiziert und mit niedrigeren Ordnungen der elastischen Biegetheorie verglichen.

In diesem Kapitel wird die Annahme getroffen, dass bei der technologischen Herstellung des Reibkörpers Abstände zwischen Fasern durch deren Anordnung in Arrayform gesichert werden. Daher wird die Biegsamkeit einer Einzelfaser untersucht, um deren Verhalten dann auf den gesamten Reibkörper zu übertragen. Die Reibung wird hierbei geschätzt, da diese die unbekannte Einflussgröße ist, die nur experimentell ermittelbar ist. Die Ermittlung der Reibbeiwerte wird in Kapitel 6 für den Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus und in Kapitel 7 für den parallelen Betriebsmodus vorgestellt.

Die Parameter der Länge und Neigung der Kohlenstofffaser-Wimpern werden in diesem Kapitel definiert. Diese werden später in der technologischen Entwicklung des Reibkörpers in Kapitel 5 eingesetzt. Anschließend werden die Einflussgrößen auf das Übertragungsverhältnis und den Arbeitsfrequenzbereich der einzelnen Faser identifiziert.

4.1. GLEICHGEWICHTSBEDINGUNGEN FÜR DIE KOHLENSTOFFFASER-WIMPERN

Dieser Abschnitt fokussiert auf die Gleichgewichtsbedingungen bei der Interaktion zwischen Einzelfasern und Kontaktflächen, wodurch die Grundlagen der Kraftübertragung durch den Wimpern-Reibkörper zum Läufer beider Wimpernantriebe vermittelt werden.

Bei der Interaktion zwischen Kohlenstofffaser-Wimpern und Kontaktfläche ist die Auslenkung die Eingangsgröße, die von der Wegquelle im Antrieb bzw. vom Piezoelement generiert und durch die kinematische Hebelstruktur verstärkt wird. Die Verschiebung des Antriebsläufers ist dabei die Ausgangsgröße. Bei beiden Betriebsmodi des Wimpernantriebs, orthogonal und parallel, ergibt sich die Gesamtvorschubkraft $F_{Vorschub}$ aus der Differenz zwischen der Reibkräfte F_{Ri} aus dem Reibkontakt der Fasern vom Reibkörper mit der Kontaktfläche und der Kraft F_{Gegen} . Die Letztere stellt z.B. Reibkräfte am Läufer dar, die in Gegenrichtung der Vorschubbewegung wirken. Dieses Verhältnis wird in Gl. 4.1 beschrieben, mit i als Indizierung der Fasern und n als Gesamtfaseranzahl.

$$F_{Vorschub} = \left(\sum_{i=1}^n F_{Ri} \right) - F_{Gegen} \quad \text{Gl. 4.1}$$

Gl. 4.1 wird durch das Grundverhältnis der Gesamthaftreibung von Gl. 4.2 aus der Materialpaarung der Kontaktfläche mit den Fasern ergänzt. μ_0 entspricht dem Haftreibungskoeffizient und F_{Ni} der auf die Einzelfaser des Reibkörpers wirkende Normalkraft. Diese Skalierung beim Reibkörper ist nur mit parallelen Fasern möglich. Dabei wird die Reibung von Fasern untereinander durch Abstände zwischen Fasern ausgeschlossen.

$$F_R \leq \mu_0 \sum_{i=1}^n F_{Ni} \quad \text{Gl. 4.2}$$

Die nächsten Abschnitte gehen auf die Gleichgewichtsbedingungen bei der Kraft- und Hub-übertragung durch den elastischen Reibkörper ein. Dafür wird die Einzelfaser untersucht.

4.1.1. GLEICHGEWICHTSBEDINGUNGEN BEI DER INTERAKTION VON EINZELFASERN MIT KONTAKTFLÄCHEN BEIM WIMPERNANTRIEB IM ORTHOGONALEN BETRIEBSMODUS

Beim orthogonalen Betriebsmodus des Wimpernantriebs ist der vertikale Eingangshub y_{Ein} , die Eingangsgröße, senkrecht zum Ausgangshub x_{Aus} , der die Bewegung am geführten Läufer des Antriebs beschreibt. Abbildung 1.1 (a) stellt die zu untersuchende Einzelfaser unter mechanischer Last im Wimpernantrieb dar. Zur Vereinfachung der Darstellung der Bewegungs-

ausführung ist dabei die Einzelfaser auf dem horizontal und ideal geführten masselosen Läufer montiert und der Eingangshub wird durch die vertikal geführte Kontaktfläche eingebracht. In der Abbildung stellen α die Ausgangsneigung der Einzelfaser, die am Punkt A am Läufer befestigt ist, l_F die Faserlänge und $F_{Vorschub,i}$ die sich ergebende Vorschubkraft dar. $F_{An,i}$ ist die Hilfsanregungskraft, die die Kontaktfläche herunterdrückt. Durch sie wird die Einzelfaser gebogen. $F_{Gegen,i}$ entspricht dem Infinitesimalanteil der Gegenkraft, die z.B. aufgrund eines zu ziehenden Gewichts auf den Läufer wirkt.

Abbildung 4.1 (b) zeigt die Kräftegleichgewichtsbedingungen an den Freikörperbildern des Läufers, der Faser und der Kontaktfläche. Dabei stellen F_{LH1} bis F_{LH4} und F_{LV1} und F_{LV2} jeweils die horizontalen und vertikalen Lagerreaktionen aufgrund horizontaler und vertikaler Führung dar. $F_{N,i}$ und $F_{R,i}$ entsprechen jeweils der Normal- und Reibkraft am freien Ende E der Einzelfaser. $A_{v,i}$ und $A_{h,i}$ stellen die vertikalen und horizontalen Lagerkräfte an der Einspannung am Punkt A aller einzelnen Faser dar. Die Vorschubkraft $F_{Vorschub,i}$ am Läufer ergibt sich aus den am Läufer wirkenden Horizontalkräften.

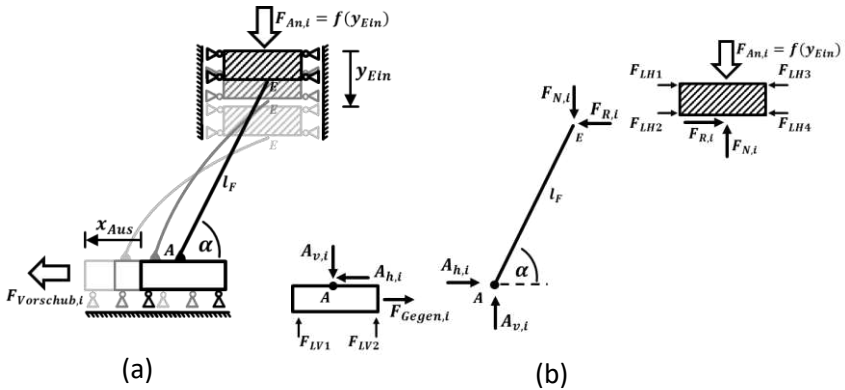


Abbildung 4.1 Prinzipdarstellung der Hub- und Kraftübertragung durch eine Einzelfaser des Reibkörpers beim Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus. (a) Einzelfaser, fixiert auf dem Laufwagen, die von der Kontaktfläche angedrückt ist. (b) Gleichgewichtsbedingungen der Kräfte am Läufer (links), an der Faser (Mitte) und an der Kontaktfläche (rechts).

Das Kräftegleichgewicht aus Abbildung 1.1 b) ergibt sich durch Gl. 4.3 bis Gl. 4.5.

$$A_{h,i} = F_{R,i} = F_{LH3,i} + F_{LH4,i} - F_{LH1,i} - F_{LH2,i} \quad \text{Gl. 4.3}$$

$$A_{v,i} = F_{LV1,i} + F_{LV2,i} = F_{N,i} = F_{An,i} \quad \text{Gl. 4.4}$$

$$F_{Vorschub,i} = F_{R,i} - F_{Gegen,i} \quad \text{Gl. 4.5}$$

Die Biegung der Einzelfasern ist durch Haftreibung bedingt. Tritt Gleitreibung auf, wird der Reibbeiwert zum Gleitreibbeiwert, das freie Faserende gleitet auf der Kontaktfläche und der Vorgang der Hubübertragung wird abgebrochen. Mit dem elastischen Reibkörper aus Kohlenstofffasern mit Neigung α wird im Rahmen der anisotropen Reibung die Haftreibung für die Kraft- und Hub-Übertragung gezielt genutzt.

4.1.2. KOHLENSTOFFFASER-REIBKÖRPER DES ANTRIEBS IM PARALLELEN BETRIEBSMODUS

In diesem Betriebsmodus ist der Reibkörper im Ausgangszustand in Kontakt mit der Kontaktfläche. Abbildung 4.2 (a) zeigt die Darstellung der Läuferverschiebung beim Wimpernantrieb im Parallelmodus unter Betrachtung der Einzelfaser, welche fixiert auf dem Läufer dargestellt ist. Dabei wird der Eingangshub x_{Ein} mit der Anregungskraft $F_{An,i}$ durch die horizontal und ideal geführte Kontaktfläche eingeleitet. Durch die Bedingung der anisotropen Reibung wird der masselose Läufer beim Haftkontakt zwischen Fasern und Kontaktfläche um x_{Aus} mit der Kraft $F_{Vorschub,i}$ in Gegenrichtung zur Faserneigung verschoben. Analog zum Orthogonalmodus stellt $F_{Gegen,i}$ den infinitesimalen Anteil der Gegenkraft am Läufer dar, die z.B. aufgrund von Reibung bei nicht-idealer Führung auftritt. Bei periodischer Anregung der Kontaktfläche wird der Läufer aufgrund des gezielten Übergangs zwischen Haftreibung, in Gegenrichtung zur Faserneigung, und Gleitreibung nur in eine Richtung verschoben. Abbildung 4.2 (b) zeigt die Kräftegleichgewichtsbedingungen am Läufer, an der Faser und an der Kontaktfläche.

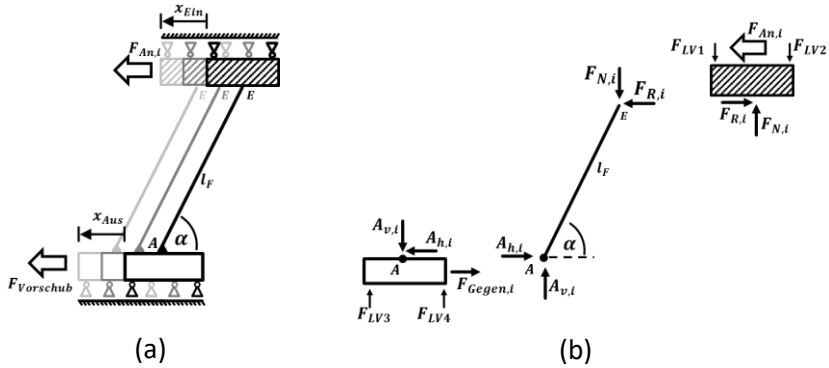


Abbildung 4.2 Prinzipdarstellung der Hub- und Kraftübertragung durch eine Einzelfaser beim Wimpernantrieb im parallelen Betriebsmodus. (a) Bewegung des Läufers durch die Einzelfaser, der Hub- und Kraft durch den Reibschluss mit der Kontaktfläche überträgt. (b) Gleichgewichtsbedingungen am Läufer (links), an der Faser (Mitte) und an der Kontaktfläche (rechts).

Das Kräftegleichgewicht von Abbildung 4.2 (b) ist durch die Verhältnisse von Gl. 4.6 bis Gl. 4.8 beschrieben. Dabei stellen F_{LV1} und F_{LV2} die Lagerreaktionen bei horizontaler Führung der Kontaktfläche und F_{LV3} und F_{LV4} die des Läufers dar. Hierbei wird der Läufer bewegt, sobald die Vorschubkraft $F_{Vorschub,i}$ von Gl. 4.8 größer als null ist.

$$F_{An,i} = F_{R,i} = A_{h,i} \quad \text{Gl. 4.6}$$

$$A_{v,i} = F_{N,i} = F_{LV3} + F_{LV4} = F_{LV1} + F_{LV2} \quad \text{Gl. 4.7}$$

$$F_{Vorschub,i} = F_{R,i} - F_{Gegen,i} \quad \text{Gl. 4.8}$$

Im vorgestellten Fall hängt die Hub- und Kraftübertragung direkt von der Haftreibung zwischen den steifen Kohlenstofffasern und der Kontaktfläche ab. Diese sind nur möglich, wenn die Integrität der Fasereinspannung auf dem Läufer nicht beeinträchtigt ist.

Da beim orthogonalen Betriebsmodus des Wimpernantriebs die Hub- und Kraftübertragung sowohl von der Haftreibung als auch von der Faserbiegung abhängt, wird im folgenden Abschnitt auf die Modellierung der großen Biegeverformung der Fasern eingegangen.

4.2. BIEGEVERFORMUNG DER EINZELFASERN

Die Biegeverformung der Kohlenstofffasern beim Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus bestimmt die Schrittgröße des Antriebs. Durch ein repräsentatives analytisches Modell der Biegeverformung von Einzelfasern lässt sich die Wirkung des Reibbeiwertes μ_0 , der Faserlänge l_F und der Faserneigung α auf das Hubübertragungsverhältnis des Reibkörpers ermitteln.

Nach Auswahl der Neigung und Länge der Fasern wird in diesem Abschnitt der Übergang von der linearisierten zur allgemeinen Biegegleichung vorgestellt, die für die nichtlinearen Modelle nötig ist. Darauffolgend ist die elastische Biegung nach Theorie der vier Ordnungen und deren Anforderungen im Abschnitt 4.2.2.ii) tabellarisch veranschaulicht. Anhand dessen wird die nichtlineare Faserbiegung nach Rechenmethoden von Saalschütz [52], Müller [53], Löbel [54], Obretinow [55] und Auslegungen nach Frisch-Fay [56] durch den Einsatz elliptischer Integrale analytisch beschrieben. Anschließend werden die Biegegleichungen mit einem experimentellen Biegefall validiert.

Für die Durchführung der Analysen werden die Kräfte am Einzelfaserende vereinigt. Abbildung 4.3 (a) zeigt die Darstellung des Reibkörpers aus n Einzelfasern der Länge l_F mit Faserneigung α zusammen auf einem masselosen und reibungslos horizontal geführten Läufer mit den Kräften $F_{N,i}$ und $F_{R,i}$ an den Faserenden. Dabei wird das Hilfskoordinatensystem (X, Y) entlang und senkrecht zur Achse einer Einzelfaser gelegt. Diese Faser der Länge l_F ist in Abbildung 4.3 (b) als einseitig eingespannte Faser im Hilfskoordinatensystem (X, Y) unbelastet und durch die an ihrem freien Ende wirkende Einzelkraft R_i mit dem Wirkwinkel Ω bis zum Krümmungsbogen s gebogen dargestellt. In der Darstellung wandert die Kraft R_i zusammen mit dem Faserende E . Der Winkel φ_0 stellt dabei die Drehung des Faserendes dar.

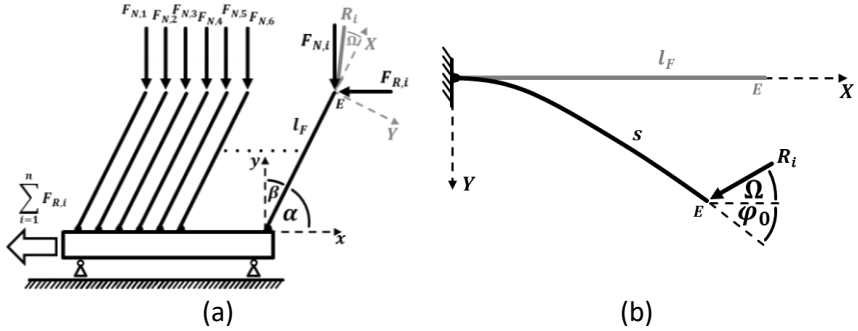


Abbildung 4.3 (a) Darstellung des Reibkörpers aus n Fasern der Länge l_F und Neigung α . Dabei wirken in den globalen kartesischen Koordinaten (x, y) die Normalkraft F_{Ni} vertikal und die Reibkraft F_{Ri} horizontal an deren freien Enden. (b) Darstellung einer Einzelfaser im nicht-gebogenen und im gebogenen Zustand auf den Hilfskoordinaten (X, Y) . Dabei wirkt am Faserende E die Kraft R_i , die mit Wirkneigung Ω aus F_{Ni} und F_{Ri} resultiert. Bei der Faserbiegung nimmt sie ihre gekrümmte Form s an. Die laufende Biegeneigung erreicht ihren maximalen Wert φ_0 an der Faserspitze. Dabei wird angenommen, dass $F_{Ni} \geq F_{Ri}$ ist. Daher liegt der Wirkwinkel Ω von R_i über der Achse X .

Gl. 4.9 und Gl. 4.10 beschreibt die Kraft R_i , die aus der Normalkraft F_{Ni} und Reibkraft F_{Ri} resultiert, und deren Wirkneigung Ω , wobei $\beta = 90^\circ - \alpha$.

$$R_i = F_{Ni} \sqrt{1 + \mu_0^2} \quad \text{Gl. 4.9}$$

$$\Omega = \tan^{-1} \left[\frac{\mu_0 \cos \beta - \sin \beta}{\cos \beta + \mu_0 \sin \beta} \right] \quad \text{Gl. 4.10}$$

Der Wirkneigungswinkel Ω aus Gl. 4.10 wird in Abbildung 4.4 bei steigendem Reibbeiwert μ_0 für die Ausgangsneigung α der Fasern von 15, 30, 45, 60 und 75° evaluiert. Bei steigendem Reibbeiwert μ_0 steigt der Horizontalanteil des Vektors R_i auf (X, Y) und Ω nimmt ab. Wird der Reibkoeffizient zum idealen Wert von $\mu_0 = 1$, würde sich der Anteil der Reaktionskraft F_{Ri} in R_i erhöhen. Tritt dieser Fall bei der Faserneigung α von 45° auf, würde F_{Ri} der Normalkraft F_{Ni} gleichen und die Wirkneigung Ω beträgt 0. Dabei würde bei der Axialbelastung der Faser durch die Kraft R_i der erste Eulersche Knickfall

eintreten [57]. Bei Faserneigungen α kleiner als 45° ändert sich die Wirkneigung Ω durch der Reibbeiwert μ_0 immer über die Hilfsachse X . Somit werden die Fasern an den Faserenden E von der Kraft R_i heruntergebogen. Hingegen bei Faserneigungen α größer als 45° ändert sich die Wirkneigung Ω beim steigenden Reibbeiwert μ_0 im Uhrzeigersinn und überquert die Hilfsachse X . Somit werden die Fasern in Gegenrichtung zur Faserneigung α gebogen. Da die Biegung in der Richtung der Faserneigung für die Vorschubbewegung der Wimpernantriebe gesucht ist, werden solche Faserneigungen ausgeschlossen.

Da hohe Reibbeiwerte μ_0 zu erwarten sind und dabei die Faserbiegung zum Vorteil der Vorschubbewegung der Antriebe eingesetzt werden soll, wird die Ausgangsneigung α der Fasern auf 45° festgelegt. Denn dadurch wird sichergestellt, dass die Fasern nach unten gebogen werden. Der Einfluss des Eigengewichts der Fasern auf Vorkrümmungen bei der ausgewählten Faserneigung α wird im Abschnitt 4.2.1 evaluiert.

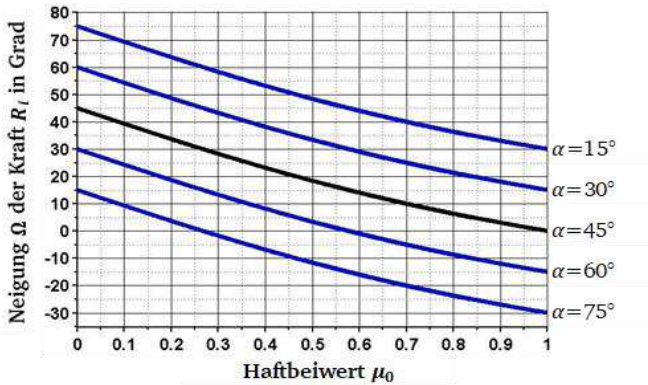


Abbildung 4.4 Verlauf der Neigung Ω des Kraftvektors R_i bei steigendem Reibbeiwert μ_0 für Faserneigungen α von 15° , 30° , 45° , 60° und 75° .

Bei großen Biegeverformungen lassen sich die Horizontal- und Vertikalanteile der Kraft R_i durch den relativ zur gekrümmten Faserachse laufenden Winkel θ berechnen. Dieser ist durch die Summe der maximalen Biegeneigung φ_0 am Faserende und des Wirkwinkels Ω beschrieben. Dieses Verhältnis ist in Gl. 4.11 beschrieben.

$$\theta = \Omega + \varphi_0$$

Gl. 4.11

4.2.1. VORKRÜMMUNG DER EINZELFASERN AUFGRUND DES EIGENGEWICHTS

Die Kohlenstofffaserlänge l_F ist bei der Reibkörperhöhe H durch das Verhältnis $l_F = H / \sin \alpha$ definiert. Vorbiegungen langer Fasern aufgrund des Eigengewichts können zur Reibung unter Fasern führen, die die freie Biegsamkeit der Fasern beeinträchtigt.

Abstände von mindestens $2\text{ }\mu\text{m}$ zwischen den Fasern werden nach Kapitel 5 bei der Herstellung des Reibkörpers erzielt. Dies beträgt etwa $1/3$ des Faserdurchmessers von etwa $6\text{ }\mu\text{m}$. Um die Biegsamkeit der Fasern zu sichern, werden daher Verschiebungen des Faserendes wegen des Eigengewichts $\leq 1\%$ des Faserdurchmessers erzielt. In der Untersuchung solcher kleinen Biegungen wird die Biegetheorie erster Ordnung bei steigenden Faserlängen evaluiert. Abbildung 4.5 (a) stellt die Einzelfaser des elastischen Reibkörpers mit der Höhe H in Ausgangslage dar. Abbildung 4.5 (b) zeigt die Faser im Hilfskoordinatensystem (X, Y) mit dem Eigengewicht G und deren Anteile G_Y und G_X .

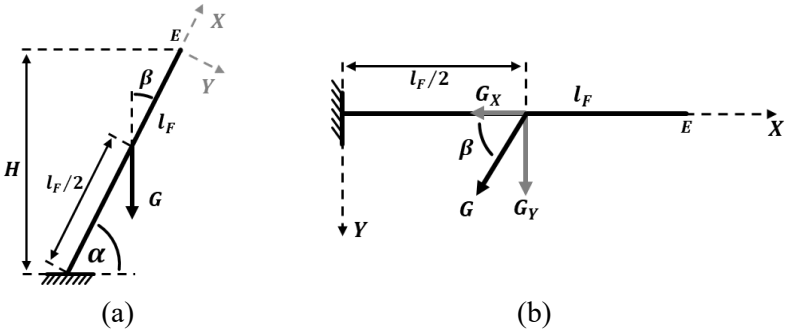


Abbildung 4.5 Darstellung der Einzelfaser unter Belastung des Eigengewichts. (a) Faser in der Ausgangslage. (b) Faser in den Hilfskoordinaten (X, Y) .

Die Biegegleichung der Faser unter Belastung des Eigengewichts ist anhand der ersten Ordnung der Biegetheorie mit Gl. 4.12 nach Schnell, et al. [58] beschrieben.

$$Y(L) = G_Y \frac{l_F^3}{EI} \frac{5}{48} \quad \text{Gl. 4.12}$$

Abbildung 4.6 zeigt den Verlauf der Biegeverschiebung des Faserendes aufgrund des Eigengewichts anteilig zum Faserdurchmesser bei steigender Faserlänge. Bei Reibkörperhöhen $H \leq 2,1$ mm ergeben sich Verschiebungen des Faserendes von weniger als 2% des Faserdurchmessers. In Vorversuchen zur Fertigung des Reibkörpers haben sich handhabbare Höhen von 1,5 mm ohne große Vorkehrungen als herstellbar erwiesen.

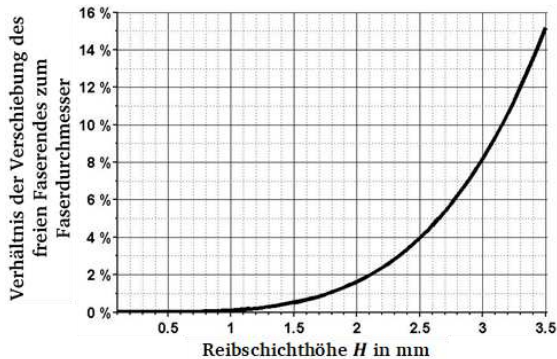


Abbildung 4.6 Darstellung des prozentualen Verhältnisses der Verschiebung des Faserendes zum Faserdurchmesser aufgrund des Fasereigengewichts bei steigender Faserlänge.

Bei der ausgewählten Reibkörperperhöhe H von 1,5 mm ist die Verschiebung des Faserendes etwa $0,03 \mu\text{m}$. Diese Verschiebung des Faserendes entspricht 0,5% des Faserdurchmessers. Somit ist das Eigengewicht der Fasern für die Anwendung vernachlässigbar. Bei der Reibkörperperhöhe und bei der Faserneigung α von 45° beträgt die Faserlänge 2,1 mm.

4.2.2. EINBLICK IN DIE 4 ORDNUNGEN DER THEORIE ELASTISCHER BIEGUNG

Biegung wird oft als Basiseffekt in der Aktorik eingesetzt, z.B. in Mikroschaltern auf Basis elektrothermischer Aktoren, in dielektrischen Elastomer-Stapelaktoren oder in Mikropumpen auf Basis piezoelektrischer Biegemembranen. Die Theorie elastischer Biegung erfasst die Verformung des zu biegenden Elements abhängig von Wirkungsgrößen in vier Ordnungen. Dabei sind die ersten zwei für sehr kleine Biegeverformungen geeignet. Große Biegeverformungen mit Biegeauslenkungen des zu biegenden Elements, die weit über die Materialdicke hinausgehen, können durch solche linearen

Annahmen nicht modelliert werden. Denn mit ihnen lassen sich keine zweidimensionalen Verschiebungen in der Ebene beschreiben.

Die Biegeverformungen einzelner Kohlenstofffasern des elastischen Reibkörpers von Wimpernantrieben im orthogonalen Betriebsmodus bestimmen die Schrittgröße des Antriebs. Bei nicht-verstärkten Piezoauslenkungen wäre die Größe des Eingangshubes des elastischen Reibkörpers in der Größenordnung des Faserdurchmessers. In Wimpernantrieben werden die Piezohübe durch die Hebelstruktur mehrfach vergrößert. Die Faserbiegung lässt sich somit nicht mehr durch die elementaren linearen Biegegleichungen der niedrigen Ordnungen der Theorie elastischer Biegung beschreiben. Daher werden in diesem Abschnitt die vier Ordnungen der Theorie elastischer Biegung vorgestellt und die passende ausgewählt. Dabei wird zunächst die Umschreibung linearer Differentialgleichungen für große und nichtlineare Biegeverformungen vorgestellt, gefolgt von einem tabellarischen Überblick der vier Ordnungen und ihrer Bedingungen, die sie untereinander abgrenzen.

i) BIEGLEICHUNGEN FÜR DIE 4 ORDNUNGEN DER THEORIE ELASTISCHER BIEGUNG

Im Folgenden wird die Überführung der Biegegleichungen von kleinen zu großen Biegeverformungen anhand der mathematischen Definition der Krümmung vorgestellt. Dabei wird von einem einseitig eingespannten Balken ausgegangen, wie in Abbildung 4.3 (b) beschrieben ist. Der Biegebalken liegt hierfür horizontal in der Hilfsebene (x, y) .

Bei der stark verbreiteten linearen Balkentheorie ist das Verhältnis zwischen Biegemoment M , der konstanten Biegesteifigkeit EI und der ebenen Biegung y anhand der Gl. 4.13 festgelegt. y'' stellt dabei die Biegegleichung durch die zweite Ableitung von y nach x dar.

$$y'' = -\frac{M}{EI} \quad \text{Gl. 4.13}$$

Gl. 4.13 wird durch Gl. 4.14 und Gl. 4.15 auf kleine Biegeverformungen beschränkt. Der Winkel φ stellt die laufende Biegeneigung des Balkens entlang der Biegelinie dar.

$$\sin(\varphi) \approx \tan(\varphi) \approx \varphi \quad \text{Gl. 4.14}$$

$$\cos(\varphi) \approx 1$$

Gl. 4.15

Um größere Biegeverformungen zu beschreiben ist Gl. 4.13 unzureichend. y'' beschreibt vereinfacht die Krümmung ebener Biegungen. Der allgemeine Bezug der Krümmung κ bzw. des Krümmungsradius ϱ des Balkens zum darauf wirkenden Moment ist in Gl. 4.16 dargestellt. κ und ϱ sind dabei als Absolutwerte dargestellt, da die Biegung abhängig von der Auslegung des zu biegenden Elements im Koordinatensystem sowohl positive als auch negative Werte aufweisen kann.

$$|\kappa| = \frac{1}{|\varrho|} = \frac{M}{EI} \quad \text{Gl. 4.16}$$

Gl. 4.16 wird durch die Definition der Krümmung κ für die kartesische Ebene (x, y) von Gl. 4.17 erweitert. Dabei stellen y' und y'' die erste und zweite Ableitung von y nach x dar, welche in Gl. 4.18 und in Gl. 4.19 in ausführlicher Form vorgestellt sind. Da in diesem Abschnitt weitere Schreibweisen der Krümmung vorgestellt sind, wird diese in Gl. 4.17 anlässlich der Übersichtlichkeit als $\kappa(y(x))$ beschrieben.

$$\kappa(y(x)) = \frac{y''}{[1 + y'^2]^{\frac{3}{2}}} \quad \text{Gl. 4.17}$$

$$y' = \frac{dy}{dx} \quad \text{Gl. 4.18}$$

$$y'' = \frac{d^2y}{dx^2} \quad \text{Gl. 4.19}$$

Durch Einsetzen von Gl. 4.17 in Gl. 4.16 wird die Biegegleichung nach der gekrümmten Biegeauslenkung dargestellt, die senkrecht zur Ausgangslage des Biegebalkens gegeben ist. Gl. 4.17 wird zu Gl. 4.13 durch die Bedingungen des extrem kleinen Winkels φ von Gl. 4.14 und Gl. 4.15. Dabei stellt y' die Biegeneigung φ dar und somit wird $y'^2 \approx 0$. Damit ist diese Definition der Biegegleichung auch für kleine und nahezu lineare Biegeverformungen der 1. und 2. Ordnung der Theorie elastischer Biegung passend.

Sehler [59] legte fest, dass solche linearisierten Biegegleichungen ausdrücklich bei Balken mit einem geometrischen Verhältnis von Länge/Höhe ≥ 10 einzusetzen sind. Somit lassen sich Rechenfehler aufgrund

von Schubspannungen unterhalb von 2,5% halten. Obretinow [55] schrieb in seinen Arbeiten eine Auflistung von Bedingungen für Berechnungen linearisierter Biegeverformungen und ging dabei ausführlich auf den Einsatz der Theorien höherer Ordnungen ein. Dabei sind die Biegegleichungen auf die Krümmungsachse s zu beziehen, um große Biegeverformungen beschreiben zu können.

Gl. 4.17 beschreibt keinen Bezug auf die Längsverschiebung des gebogenen Balkens. Dafür sind die Verhältnisse der Längs- und Senkrechtkomponenten der Biegung über die laufende Biegeneigung φ und das infinitesimale Segment ds der Biegelinie festzulegen. Abbildung 4.7 (b) zeigt das Kleinstsegment ds des gebogenen Balkens in der Ebene (x, y) , analog zur Abbildung 4.3 (b). Durch φ ergibt sich der Bezug von ds zu dx und dy .

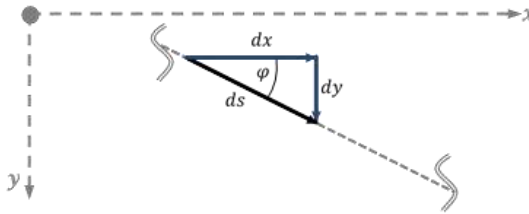


Abbildung 4.7 Darstellung eines Kleinstsegmentes ds des gekrümmten Balkens s , analog zur Abbildung 4.3 (b).

Bei steigender Biegung und somit Biegeneigung φ erfolgt die Aufteilung der Kraft R_i in Längs- und Senkrechteile. In Gl. 4.17 ist es nicht möglich, die Kraftneigung und die Kraftaufteilung anhand von elementaren Funktionen zugleich festzulegen. Wie von Obretinow [55] beschrieben, lassen sich mit Gl. 4.17 nur eine bestimmte Anzahl von Biegefällen lösen. Die Lösungsvorgehensweisen von Löbel [54], Saalschütz [52] und Frisch-Fay [56] nutzen den Kirchhoffschen Einsatz der Ähnlichkeitstheorie [60] zu den Gleichungen des oszillierenden Pendels und elastischen Biegebalken. Dabei wird die Biegegleichung nach s auf elliptische Integrale umgeschrieben. Diese lassen sich in Legendrescher Normalform 1., 2. oder 3. Gattung tabellarisch lösen. Nach numerischer Berechnung der Biegelinie wird diese auf die Ausgangskoordinaten zurücktransformiert.

Für diesen Zweck wird die Krümmung κ als Funktion von s mit einem Bezug auf Längs- und Querverschiebungen umgestellt. Der Zusammenhang des Segments ds aus Gl. 4.20 mit der laufenden Biegeneigung φ wird durch Gl. 4.21 beschrieben.

$$ds^2 = dx^2 + dy^2 \quad \text{Gl. 4.20}$$

$$\frac{dy}{dx} = \tan(\varphi) \quad \text{Gl. 4.21}$$

Durch Gl. 4.22 und Gl. 4.23 werden die 1. und 2. Ableitung von y nach s vorgestellt. Ableitungen nach s werden in diesem Dokument nach Obretinow [55] mit jeweils einem oder zwei Punkten auf der Variable für die erste oder zweite Ableitung gekennzeichnet.

$$\dot{y} = \frac{dy}{ds} \quad \text{Gl. 4.22}$$

$$\ddot{y} = \frac{d^2y}{ds^2} \quad \text{Gl. 4.23}$$

Die Bezüge von y auf \dot{y} und von y'' auf \ddot{y} sind in Gl. 4.24 und in Gl. 4.25 beschrieben. Mit \dot{y} und \ddot{y} in Gl. 4.17 und zugleich mit Gl. 4.26 wird $\kappa(y(x))$ in Gl. 4.27 zu $\kappa(y(s))$.

$$y' = \frac{dy}{ds} \frac{ds}{dx} = \frac{\dot{y}}{(1 - \dot{y}^2)^{\frac{1}{2}}} \quad \text{Gl. 4.24}$$

$$y'' = \frac{d}{ds} [y'] \frac{ds}{dx} = \frac{\ddot{y}}{(1 - \dot{y}^2)^2} \quad \text{Gl. 4.25}$$

$$\frac{ds}{dx} = \frac{1}{\sqrt{1 - \dot{y}^2}} \quad \text{Gl. 4.26}$$

$$\kappa(y(x)) \Rightarrow \kappa(y(s)) = \frac{\ddot{y}}{[1 - \dot{y}^2]^{\frac{3}{2}}} \quad \text{Gl. 4.27}$$

In Gl. 4.27 sind Auslenkungen auf der x -Achse noch nicht eingeschlossen. Dafür wird das Verhältnis ds/dx eingeführt. Mit der Einheitsfunktion aus dem Satz des Pythagoras von Gl. 4.28 zusammen mit dem Verhältnis ds/dx von Gl. 4.26 wird $\kappa(y(s))$ von Gl. 4.27 in Differentialform in Gl. 4.29 beschrieben. Diese ist mit dem Term dx/ds in Gl. 4.30 gezeigt.

$$1 = \left(\frac{dx}{ds}\right)^2 + \left(\frac{dy}{ds}\right)^2 \quad \text{Gl. 4.28}$$

$$\kappa(y(s)) = \frac{\ddot{y}}{[1 - \dot{y}^2]^{\frac{3}{2}}} = \frac{d^2y}{ds^2} \frac{ds}{dx} \cdot 1 \quad \text{Gl. 4.29}$$

$$\frac{d^2y}{ds^2} \frac{ds}{dx} \cdot \left[\left(\frac{dx}{ds} \right)^2 + \left(\frac{dy}{ds} \right)^2 \right] = \frac{d^2y}{ds^2} \frac{ds}{dx} \left(\frac{dx}{ds} \right)^2 + \frac{d^2y}{ds^2} \frac{ds}{dx} \left(\frac{dy}{ds} \right)^2 \quad \text{Gl. 4.30}$$

Die zweite Ableitung von y nach s und die Inverse der ersten Ableitung von x nach s von Gl. 4.30 sind jeweils in Gl. 4.31 und in Gl. 4.32 ausführlich beschrieben.

$$\ddot{y} = \frac{d^2y}{ds^2} = -\frac{d^2x}{ds^2} \frac{dx}{dy} = -\frac{d^2x}{ds^2} \frac{dx}{ds} \frac{ds}{dy} \quad \text{Gl. 4.31}$$

$$\frac{dx}{ds} = \dot{x} = \frac{1}{\sqrt{1 + \dot{y}^2}} \quad \text{Gl. 4.32}$$

Somit wird die allgemeine Definition der Krümmung $\kappa(y(s))$ zu $\kappa(x(s), y(s))$ in Gl. 4.33, die Steigungen der Kurve mit Anteilen in x und y relativ zur Krümmungsachse s beschreibt.

$$\kappa(y(s)) \Rightarrow \kappa(x(s), y(s)) = \frac{\dot{y} \ddot{x} - \ddot{y} \dot{x}}{\dot{x}^2 + \dot{y}^2} \quad \text{Gl. 4.33}$$

Mit der Definition der Krümmung $\kappa(x(s), y(s))$ lassen sich große Biegeverformungen beschreiben. Dennoch ist der Bezug auf den maximalen Biegewinkel φ_0 nötig, da dieser bei der Kraftaufteilung, relativ zur Krümmungsachse s , der am freien Faserende wirkenden Kraft R mitwirkt. Die laufende Biegeineigung φ wird dann nach Verhältnis dy/dx von Gl. 4.21 als die inverse Tangensfunktion von \dot{x} und \dot{y} in Gl. 4.34 ausgedrückt. Die Änderung des Biegewinkels φ entlang der Krümmungsachse s ist durch die Ableitung von Gl. 4.34 nach s in Gl. 4.35 beschrieben.

$$\varphi = \tan^{-1} \left(\frac{dy}{dx} \cdot 1 \right) = \tan^{-1} \left(\frac{\dot{y}}{\dot{x}} \right) \quad \text{Gl. 4.34}$$

$$\frac{d}{ds} \varphi = \frac{d}{ds} \left[\tan^{-1} \left(\frac{\dot{y}}{\dot{x}} \right) \right] = \frac{\frac{d}{ds} \left[\frac{\dot{y}}{\dot{x}} \right]}{1 + \left(\frac{\dot{y}}{\dot{x}} \right)^2} \quad \text{Gl. 4.35}$$

Mit der Ableitung von Gl. 4.35 erhält man den Übergang von Gl. 4.33 zu Gl. 4.36.

$$\kappa(x(s), y(s)) \Rightarrow \kappa(\varphi(s)) = \frac{d\varphi}{ds} \quad \text{Gl. 4.36}$$

Anhand der Krümmung $\kappa(\varphi(s))$ von Gl. 4.36 und Gl. 4.16 ergibt sich die Biegegleichung von Gl. 4.37, mit Bezug der laufenden Biegeineigung φ zur Krümmungsachse s .

$$\kappa(\varphi(s)) = \frac{1}{\varrho} = \frac{d\varphi}{ds} = \frac{M}{EI} \quad \text{Gl. 4.37}$$

Gl. 4.37 stellt die allgemeinste mathematische Beschreibung der Biegegleichung dar, da sie sowohl für kleine als auch für große Biegeverformungen gilt. Sie ist nicht mehr auf die Bedingungen von Gl. 4.14 und Gl. 4.15 begrenzt. Wird φ extrem klein, so gilt wieder das Verhältnis von $ds = dx$ für die 1. und 2. Ordnung der Theorie elastischer Biegung.

ii) DIE 4 ORDNUNGEN DER THEORIE ELASTISCHER BIEGUNG

Die Theorie elastischer Biegung ist nach Obretinow [55] in vier Ordnungen aufgeteilt. Diese besagen welche Vorgehensweise für die Berechnung der Biegelinie eines Biegebalkens genommen wird. Eine zusammenfassende Übersicht über die 4 Ordnungen ist in Tabelle 4.1 gegeben. Dabei werden Kriterien und Bedingungen vorgestellt, die die Grenzen zwischen den Ordnungen festlegen. Zur Aufstellung der Biegegleichung beispielsweise wird das Kräftegleichgewicht abhängig von der Größe der Biegeverformung am nicht-verformten, am schwach verformten oder am stark verformten Balken erstellt. Schließlich können noch Längsdehnungen oder Schubverformungen im Modell eingeschlossen werden.

Bei Wimpernantrieben im orthogonalen Betriebsmodus werden große Biegeverformungen der Kohlenstofffasern aus dem Reibkörper untersucht, da die Schrittgröße des Antriebs durch diese bestimmt wird. Tabelle 4.1 gibt einen Überblick der Bedingungen, Annahmen und Grundgleichungen der vier Ordnungen der Theorie elastischer Biegung in der Ebene.

Tabelle 4.1 Überblick der Bedingungen der 4 Ordnungen der Theorie elastischer Biegung

Elastische Balkenbiegung nach Theorie...			
1. Ordnung	2. Ordnung	3. Ordnung	4. Ordnung
Kräftegleichgewicht am...			
nicht-verformten Balken	schwach verformten Balken	stark verformten Balken	
sin(φ) ≈ tan(φ) ≈ φ		φ > 0	
cos(φ) ≈ 1			
Bernoulli-Hypothese ebenbleibender Querschnitte gilt		Bernoulli-Hypothese ebenbleibender Querschnitte gilt nicht	
Verhältnis von Längskraft F_L zur Eulerschen kritischen Last			
Kräfte an der Längsachse sind vernachlässigbar	$\frac{1}{10} F_{Kr} \leq F_L < F_{Kr}$	$F_L \geq F_{Kr}$	
Längsdehnung ≈ 0			Längsdehnung > 0
Verschiebung an der Längsachse des Biegebalkens ≈ 0		Verschiebung an der Längsachse des Biegebalkens > 0	
Schubverformung ≈ 0			Schubverformung > 0
Grundgleichungen...			
$y'' = \pm \frac{M}{EI}$	$\left. \begin{aligned} &\frac{d\varphi}{ds} \\ &\frac{d^2 y}{ds^2} \frac{dx}{ds} - \frac{d^2 x}{ds^2} \frac{dy}{ds} \end{aligned} \right\} = \pm \frac{M}{EI}$		$\frac{\dot{y} (1 + \dot{x}) - \ddot{x} \dot{y}}{\sqrt{(1 + \dot{x})^2 + \dot{y}^2}^3} = \pm \frac{\frac{M}{EI}}{1 + \frac{N}{EA}}$ <p>nach Obretinow [55]</p>

Obretinow [55] fasste in seiner Arbeit zehn Regeln für die lineare Berechnung kleinster Biegeverformungen anhand der 1. und 2. Ordnung der Balkenbiegung zusammen und unterschied sie von der 3. und 4. Ordnung. Dabei wird ein Aspektverhältnis von Balkenlänge zu Balkenhöhe von mindestens 10:1 für alle Rechenmethoden vorgeschlagen. Hingegen schlägt Sechler [59] ein mindestens doppelt so großes Verhältnis vor, um Fehler aufgrund der Scherspannung zu vermeiden. Ergänzend zu Kindmann und

Krüger [61], schlugen Timoshenko und Goodier [62] und Rubin und Schneider [63] einen Bezug der Ordnungen zur Eulerschen Knicklast vor. Ein starkes Ausschlusskriterium für die Auswahl der 1. oder 2. Ordnung ist die maximale Biegeineigung $\varphi_0 \approx 0$ bei Biegungen. Nach Rubin und Schneider [63] wird bei einseitig eingespannten Tragwerken unter Lastwirkung am Balkenende die Untergrenze von 100:1 für das Verhältnis von Balkenlänge zur Durchbiegung empfohlen. Die 3. Ordnung unterscheidet sich von der 4. Ordnung dadurch, dass Schubverformungen und Längsdehnungen nicht berücksichtigt werden.

Nur bei Biegungen nach der 1. Ordnung wird die Wirkung von mehreren Kräften anhand der Superposition in der Berechnung eingesetzt. Bei der 2. Ordnung gelten noch Gl. 4.14 und Gl. 4.15, da die Biegeverformung klein und linearisierbar ist. Bei der 3. und 4. Ordnung geht es um nichtlineare und um größere Biegeverformungen, daher ist die Superposition hier nicht einsetzbar. Für die analytische Lösung der Biegelinie bei höheren Ordnungen lässt sich nach Löbel [54], Frisch-Fay [56], Obretinow [55] und Saalschütz [52] die Kirchhoffsche Analogie einsetzen, da die Biegelinie mit krümmungsabhängigen Ortskoordinaten im kartesischen Raum nicht mehr durch elementare Funktionen darstellbar ist.

4.2.3. MODELLIERUNG DER GROßVERFORMUNG VON KOHLENSTOFFFASERN

Die Kohlenstofffasern des Reibkörpers von Wimpernantrieben im orthogonalen Betriebsmodus übertragen Kraft über Haftreibung und zugleich Hub über ihre Biegeverformung. Anhand des Modells der großen Biegeverformung der Fasern wird die Größenordnung der Antriebsschritte definiert, die über den $6\text{ }\mu\text{m}$ des Faserdurchmessers liegt.

Die hoch steifen Kohlenstofffasern, deren E-Modul bei 240 GPa liegt, werden in dieser Arbeit als dehnstarr angenommen. Ihr Schubmodul ist aufgrund des technischen Schwierigkeitsgrades noch nicht charakterisiert worden und zurzeit der Arbeit unbekannt. Das Biegeverhalten der Fasern des Reibkörpers wird deshalb anhand der Annahmen der 3. Ordnung der Theorie elastischer Biegung beschrieben.

Das Biegeverhalten und die Reibkräfte lassen sich auf den flächendeckenden Reibkörper von parallel gestellten Fasern skalieren. Außerdem liegt das Aspektverhältnis von Faserlänge zu Faserhöhe bei einer Faserlänge von etwa 2,1 mm weit über 100. Abbildung 4.8 zeigt die große Biegung der Einzelfaser

auf der Hilfsebene (X, Y) . Das freie Faserende ist dabei um ΔX in X und um ΔY in Y verschoben.

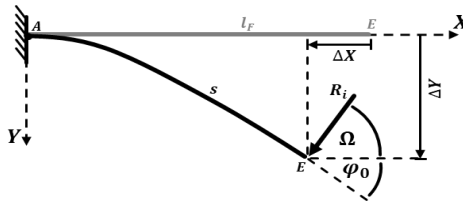


Abbildung 4.8 Darstellung der Großverformung der Einzelfaser auf dem Hilfskoordinatensystem (X, Y) .

Nach Berechnung der Verschiebungskoordinaten der gekrümmten Faser aus ihrer Ausgangslage im Hilfskoordinatensystem (X, Y) wird die Biegelinie auf das Hauptkoordinatensystem (x, y) übertragen. Somit wird das Verhältnis der Hubübertragung zur Normal- und Reibkraft festgestellt.

Im kommenden Abschnitt wird anhand der Gl. 4.37 die Rechenmethode nach Frisch-Fay [56] für die Biegelinie verwendet. Dabei wird Gl. 4.37 zur Herleitung der allgemeinen Biegegleichung eingesetzt. Aus der hergeleiteten Biegegleichung werden durch einen Variablenwechsel elliptische Integrale berechnet. Im Folgenden wird die Biegelinie einer Kohlenstofffaser in den Hilfskoordinaten (X, Y) vorgestellt. Daraufaufgehend ist die Rücktransformation der Biegung auf (x, y) beschrieben. Die numerische Simulation des Biegemodells wird mit der Software MatLab der Firma MathWorks, Massachusetts – USA, durchgeführt und in Abschnitt 4.2.3.ii) vorgestellt. Abschließend wird das eingesetzte Modell in Abschnitt 4.2.3.iii). anhand eines Vergleichsfalls experimentell validiert.

i) EINSATZ DER THEORIE 3. ORDNUNG FÜR DIE GROSSVERFORMUNG DER EINZELFASERN

Die analytische Berechnung der Biegelinie der Kohlenstofffasern des Reibkörpers wird in den folgenden drei Abschnitten erklärt: Erstellung der Biegegleichung, Umgestaltung der Biegegleichung auf die elliptische Integralform und Rücktransformation der Großverformung auf die Ausgangskoordinaten (x, y) .

Abbildung 4.9 zeigt graphisch die Reihenfolge der vier Schritte für die Berechnung der Biegelinie von Großverformungen mit dem Einsatz

elliptischer Integrale. Dabei ist Schritt 3 in Grau dargestellt, weil die berechneten Biegelinien im darauffolgenden Abschnitt vorgestellt werden.

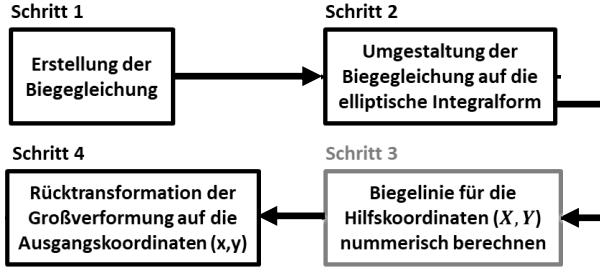


Abbildung 4.9 Die 4 Schritte zur Berechnung der Biegelinie von Großverformungen mit dem Einsatz elliptischer Integrale im Rahmen der 3. Ordnung der Theorie elastischer Biegung.

i.a) ERSTELLUNG DER BIEGLEICHUNG

Das Moment am freien Ende der Einzelfaser von Abbildung 4.8 ist durch Gl. 4.38 beschrieben. Der Momentverlauf entlang der Krümmungsachse s ist durch die Ableitung von Gl. 4.38 nach s in Gl. 4.39 beschrieben. Dabei ist der Bezug auf das Inkrement der Neigung von R_i relativ zur Krümmungsachse s durch die laufende Biegeneigung φ entlang der Faser gegeben.

$$M = R_{iy} \Delta X + R_{ix} \Delta Y \quad \text{Gl. 4.38}$$

$$\frac{dM}{ds} = R_i \sin(\varphi + \Omega) \quad \text{Gl. 4.39}$$

Die Biegelinie wird nach Gl. 4.37 mit dem Gesamtwinkel θ aus Gl. 4.11 in Gl. 4.40 gezeigt.

$$\frac{d^2\varphi}{ds^2} = \frac{d}{ds} \left[\frac{d\varphi}{ds} \right] = - \frac{d}{ds} \left[\frac{M}{EI} \right] = - \frac{R_i}{EI} \sin \theta \quad \text{Gl. 4.40}$$

Gl. 4.40 wird durch das normierte Kraftmodul ε von Gl. 4.41 und den Variablensatz von Gl. 4.42 nach u und θ zu Gl. 4.43 umgeschrieben. Dabei beschreibt Gl. 4.42 die Proportionalität durch l_F^2 der zweiten Ableitung von der Änderung des Gesamtlaufwinkels $\theta = \varphi + \Omega$ entlang des Deformationsbogens $u = s/l_F$, nach Ogden [64], zu der Änderung der Biegeneigung φ entlang der Krümmungsachse s .

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{R_i}{EI}} \quad \text{Gl. 4.41}$$

$$\frac{d^2\theta}{du^2} \frac{1}{l_F^2} = \frac{d^2\varphi}{ds^2} \quad \text{Gl. 4.42}$$

$$\frac{d^2\theta}{du^2} + (l_F \varepsilon)^2 \sin \theta = 0 \quad \text{Gl. 4.43}$$

i.b) UMGESTALTUNG DER BIEGEGLEICHUNG AUF DIE ELLIPTISCHE INTEGRALFORM

Im Folgenden wird Gl. 4.43 auf die Legendresche Form der elliptischen Integrale umgeschrieben. Bei dieser Vorgehensweise werden elliptische Integrale der 1. und 2. Gattung eingesetzt, die jeweils in Gl. 4.44 und in Gl. 4.45 nach Nielsen und Fricke [65] formuliert sind. Dabei stellt ϑ das Winkelmodul, oder Winkelamplitude, dar. ϑ beschreibt das Winkelverhältnis zwischen den Halbachsen einer Ellipse. p stellt das Modul der Exzentrizität des ellipsoiden Kurvenverlaufs für den maximalen Wert vom Gesamtlaufwinkel θ dar, bzw. $\theta_0 = \varphi_0 + \Omega$. Dieses Modul bestimmt die Form der Biegelinie. Die Integralgrenzen verlaufen von 0 bis zur maximalen Winkelamplitude ϑ . Elliptische Integrale sind als vollständig bezeichnet, wenn $\vartheta = \pi/2$. Andernfalls werden sie un-vollständig benannt und ϑ wird in der Literatur bei der Nomenklatur nicht mehr eingesetzt. Das Winkel- und Exzentrizitätsmodul sind jeweils in Gl. 4.46 und Gl. 4.47 beschrieben.

Die Winkelamplitude an den oberen Grenzen beider elliptischer Integrale sind generisch ausgedrückt, da sie in die durchlaufende numerische Berechnung des elliptischen Krümmungsbogens einzusetzen sind.

$$F(\vartheta, p) = \int_0^{\vartheta} \frac{d\vartheta}{\sqrt{1 - p^2 \sin^2 \vartheta}} \quad \text{Gl. 4.44}$$

$$E(\vartheta, p) = \int_0^{\vartheta} \sqrt{1 - p^2 \sin^2 \vartheta} \, d\vartheta \quad \text{Gl. 4.45}$$

$$p = \sin\left(\frac{\varphi_0 + \Omega}{2}\right) \quad \text{Gl. 4.46}$$

$$\vartheta = \sin^{-1} \left[\frac{\sin\left(\frac{\varphi + \Omega}{2}\right)}{p} \right] \quad \text{Gl. 4.47}$$

Die Biegelinie mit Krümmungsachse s der Kohlenstofffaser der Länge l_F ist in Gl. 4.48 durch elliptische Integrale 1. Gattung mit Winkelamplituden ausgedrückt, die den Verlauf entlang des Bogens von ϑ_{min} bis ϑ aufweisen. Der Rechenverlauf von Gl. 4.43 bis Gl. 4.47 ist im Anhang B vorgestellt.

$$s = \int ds = l_F = \frac{1}{\varepsilon} \left\{ \int_0^{\vartheta} \frac{d\vartheta}{\sqrt{1 - p^2 \sin^2 \vartheta}} - \int_0^{\vartheta_{min}} \frac{d\vartheta}{\sqrt{1 - p^2 \sin^2 \vartheta}} \right\} \quad \text{Gl. 4.48}$$

Die untere Grenze des Integrals ist durch ϑ_{min} in Gl. 4.49 bei $\varphi = 0$ beschrieben. Die obere Grenze ergibt sich durch ϑ bei steigendem Laufwinkel φ , bis die maximale Biegeineigung φ_0 am freien Ende der Faser erreicht ist.

$$\vartheta_{min} = \sin^{-1} \left[\frac{\sin\left(\frac{\Omega}{2}\right)}{p} \right] \quad \text{Gl. 4.49}$$

Die Biegelinie von Gl. 4.48 ist durch die Legendresche Nomenklatur der elliptischen Integrale in ihrer Kurzform in Gl. 4.50 für den Verlauf der Biegeineigung φ entlang der gebogenen Faser bis φ_0 ausgedrückt.

$$(s \varepsilon) = F(\vartheta, p) - F(\vartheta_{min}, p) \quad \text{Gl. 4.50}$$

i.c) RÜCKTRANSFORMATION DER GROßVERFORMUNG AUF DIE AUSGANGSKOORDINATEN (x, y)

Die vertikalen und horizontalen Koordinaten der Biegelinie der einseitig eingespannten Faser in der Hilfsebene (X, Y) erfolgt durch die Integration von Gl. 4.51 und Gl. 4.52. Die X - und Y -Anteile der Krümmungsachse s sind dabei in Differentialform durch das trigonometrische Verhältnis zum laufenden Winkel φ beschrieben.

$$dX = ds \cos \varphi \quad \text{Gl. 4.51}$$

$$dY = ds \sin \varphi \quad \text{Gl. 4.52}$$

Die Darstellung der Biegelinie der Faser in den Hilfskoordinaten (X, Y) ist eine um α verdrehte Darstellung zur Ausgangsebene (x, y) und ist um φ zurückzutransformieren. Die Biegungskordinaten X und Y der Biegelinie sind aus der Integration von Gl. 4.51 und Gl. 4.52 durch Gl. 4.53 zurückgedreht

auf x_{Faser} und y_{Faser} . Sie sind in Gl. 4.54 und Gl. 4.55 durch die Legendresche Nomenklatur elliptischer Integrale 1. und 2. Gattung beschrieben.

$$\begin{bmatrix} x_{Faser} \\ y_{Faser} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \alpha & -\sin \alpha \\ \sin \alpha & \cos \alpha \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X \\ Y \end{bmatrix} \quad \text{Gl. 4.53}$$

$$x_{Faser} = \frac{\cos \alpha}{\varepsilon} \left\{ \cos \Omega \left[F(\vartheta_{min}, p) - F(\vartheta, p) + 2 \left(E(\vartheta, p) - E(\vartheta_{min}, p) \right) \right] + 2p \sin \Omega \left[\cos(\vartheta_{min}) - \cos(\vartheta) \right] \right\} - \quad \text{Gl. 4.54}$$

$$\frac{\sin \alpha}{\varepsilon} \left\{ 2k \cos \Omega \left[\cos \vartheta_{min} - \cos \vartheta \right] - \sin \Omega \left[F(\vartheta_{min}, p) - F(\vartheta, p) + 2 \left(E(\vartheta, p) - E(\vartheta_{min}, p) \right) \right] \right\}$$

$$y_{Faser} = \frac{\sin \alpha}{\varepsilon} \left\{ \cos \Omega \left[F(\vartheta_{min}, p) - F(\vartheta, p) + 2 \left(E(\vartheta, p) - E(\vartheta_{min}, p) \right) \right] + 2p \sin \Omega \left[\cos(\vartheta_{min}) - \cos(\vartheta) \right] \right\} + \quad \text{Gl. 4.55}$$

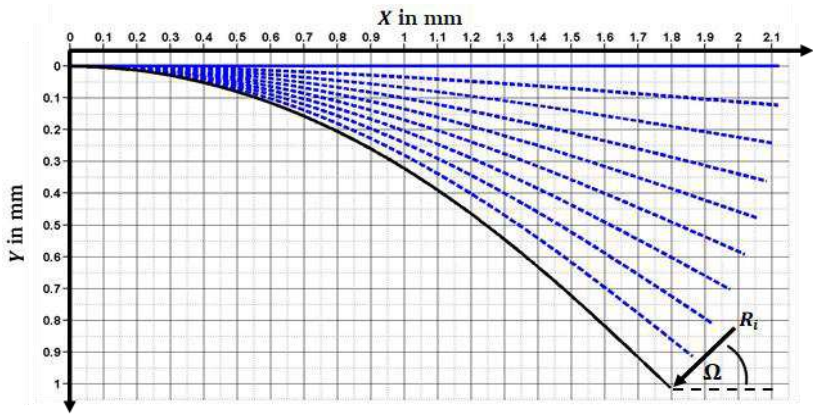
$$\frac{\cos \alpha}{\varepsilon} \left\{ 2p \cos \Omega \left[\cos \vartheta_{min} - \cos \vartheta \right] - \sin \Omega \left[F(\vartheta_{min}, p) - F(\vartheta, p) + 2 \left(E(\vartheta, p) - E(\vartheta_{min}, p) \right) \right] \right\}$$

Im folgenden Abschnitt werden die numerischen Simulationen der gebogenen Faser für x_{Faser} und y_{Faser} bei Winkeln $0 \leq \varphi \leq \varphi_0$ evaluiert.

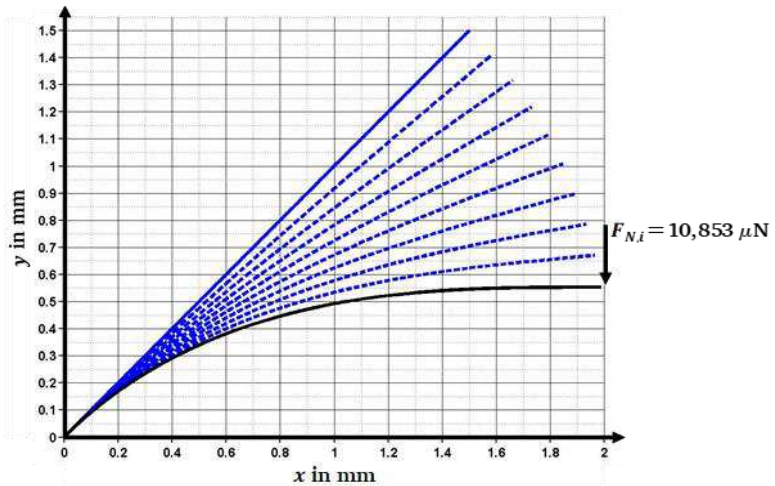
ii) SIMULATION DER GROßVERFORMUNG EINER KOHLENSTOFFFASER

Die Biegelinie wurde nach 4.2.3.i) für die Einzelfaser des Reibkörpers des Wimpernantriebs im orthogonalen Betriebsmodus mit der Software MatLab anhand der Befehle *ellipticF* und *ellipticE* für jeweils die 1. und 2. Gattung elliptischer Integrale durchgeführt. Dabei wurde die Kraft R_i am freien Faserende aus der Berechnung der Durchbiegungen bis $\varphi_0 = 45^\circ$ ermittelt.

Abbildung 4.10 stellt die wachsende Biegung der Einzelfaser in der Hilfsebene (X, Y) in (a) und der Ausgangsebene (x, y) in (b) dar, bis die Biegeneigung φ_0 am Faserende 45° erreicht. Die wachsende Biegung ist in den Abbildungen durch neun steigende Werte von 0° bis 45° , illustriert. Dabei zeigt sich die Verschiebung des Faserendes in der Ebene deutlich. Die Durchbiegung ist in Abbildung 4.10 (a) bei $R_i = 10,213 \mu\text{N}$ mit einer Neigung Ω von $18,435^\circ$ am freien Faserende bei einem Reibbeiwert μ_0 von 0,5 erreicht. Der Vertikalanteil von R_i in (x, y) ist in Abbildung 4.10 (b) in Form der Normalkraft F_{Ni} von $10,8 \mu\text{N}$ am freien Faserende kalkuliert. Die Neigung α der Faser beträgt 45° .



(a)



(b)

Abbildung 4.10 Darstellung der Großverformung der Einzelfaser des Reibkörpers im Hilfskoordinatensystem (X,Y) in (a) und im Ausgangs-koordinatensystem (x,y) in (b). Die Simulation wurde unter Einsatz der 3. Ordnung elastischer Biegung nach Frisch-Fay [56] in MatLab durchgeführt. Alle Achsen sind in mm.

In der Darstellung der Biegung der Einzelfaser von Abbildung 4.10 (a) und (b) wird die Faserlänge nicht verzerrt. Stattdessen wird das Faserende bei der großen Beanspruchung auf beiden Achsen verschoben. Zur Überprüfung der Biegeverhältnisse aus der eingesetzten Rechenmethode wurde eine

experimentelle Validierung durchgeführt, die im kommenden Abschnitt vorgestellt wird. Zum Abschluss wird in Abschnitt 4.2.4 die Biegelinie einer Einzelfaser mit der Theorie elastischer Biegung nach 1., 2. und 3. Ordnung gerechnet. Dabei werden diese verglichen.

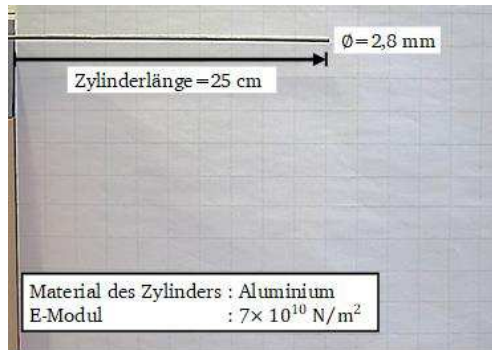
iii) EXPERIMENTELLE VALIDIERUNG DES BIEGEMODELLS

Die experimentelle Untersuchung der großen Biegeverformung einer einzelnen Kohlenstofffaser der Länge l_F von etwa 2,1 mm und mit einem Durchmesser von $6\text{ }\mu\text{m}$ ist eine technologisch sehr komplexe Aufgabe. Denn die Vorbereitung, Ausrichtung und Einspannung der Einzelfaser für den Biegeversuch des einseitig und horizontal eingespannten Balkens mit der wirkenden Kraft am freien Ende wie bei Abbildung 4.10 (a) sind nicht ohne großen Aufwand durchführbar. Bei der Nachbildung des Biegefalls nach Abbildung 4.10 (b) erfolgt die Krafteinleitung am freien Faserende durch eine Kontaktfläche. Dabei muss der Reibbeiwert μ_0 schon bekannt sein. Zur Zeit der Arbeit gibt es keine dokumentierten Ergebnisse von Untersuchungen zur Paarung von Kohlenstofffasern mit verschiedenen Materialien oder zur Wirkung der Verhältnisse zwischen Oberflächen-beschaffenheit und Faserdurchmesser und -verteilung zur Qualität der Paarung.

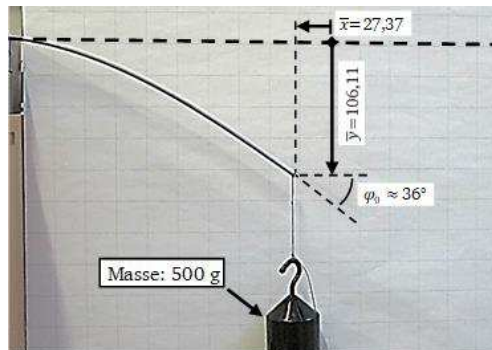
Außerdem muss bei der Handhabung der einzelnen und dehnstarken Kohlenstofffaser sowohl auf die Integrität der Faser als auch auf die Arbeitssicherheit geachtet werden, da die Einatmung der Fasern gesundheitsgefährdend ist. Zudem ist bei einem solchen Versuch die Erfassung der wirkenden Kraft im μN -Bereich nicht ohne weitere technologische Vorkehrungen möglich. Denn bei wachsender Biegeverformung wird der Messpunkt verschoben. Für die Durchführung einer passenden Messung muss zusätzlich für eine nahezu absolute Isolation des Versuchs gegen Störquellen wie Vibrationen oder Luftzüge gesorgt werden, da die einseitig eingespannte Kohlenstofffaser diese aufnehmen würde. Aus diesen Gründen wird im folgenden Abschnitt das Biegemodell durch einen experimentellen Vergleichsfall untersucht, der durch Simulationsergebnisse validiert wird. Untersuchungen der Reibkräfte bei vertikaler und horizontaler Beanspruchung des Reibkörpers von Wimpernantrieben aus in Arrayform angeordneten Kohlenstofffasern sind in Kapitel 6 für den orthogonalen Betriebsmodus und in Kapitel 7 für den parallelen Betriebsmodus vorgestellt.

Für den Biegeversuch des Vergleichsfalls wurde ein runder Aluminiumstab mit Länge von 25 cm und Durchmesser von 2,8 mm in horizontaler Lage einseitig eingespannt. Am freien Stabende wird die große Biegeverformung durch eine Gewichtskraft von 4,905 N mittels einer Masse von 500 g eingeleitet.

Abbildung 4.11 (a) zeigt den Aluminiumstab in horizontaler Ausgangslage vor einem karierten Papier. Das Papierraster hat eine Höhe und Länge von je 25 mm. Vorkrümmungen des Stabs sind in der Ruhelage vernachlässigbar. Abbildung 4.11 (b) zeigt den gebogenen Aluminiumstab mit einer Masse von 500 g, die am Stabende an einem Seil hängt. Die Biegeneigung φ_0 am freien Stabende beträgt etwa 36° . Das verschobene Stabende wurde auf dem Papier markiert und Verschiebungen auf der Vertikal- und Längsachse analog gemessen. Die Verschiebung beträgt auf der Horizontalachse 27,37 mm und auf der Vertikalen 106,11 mm.



(a)



(b)

Abbildung 4.11 Biegeversuch am einseitig eingespannten Aluminiumstab mit einem Durchmesser von 2,8 mm und einer Länge von 25 cm. (a) Der Stab befindet sich im nicht-gebogenen Ausgangszustand. (b) Der Stab wird durch eine Masse von 500 g gebogen, die am freien Stabende hängt.

Abbildung 4.12 stellt die Simulation der Biegeverformung des Aluminiumstabs dar, die im Rahmen der Theorie 3. Ordnung elastischer Biegung durchgeführt wurde. Dabei wird die Biegeverformung abgebildet, bis der Wert von 36° der maximalen Biegeneigung φ_0 am Stabende aus dem Experiment erreicht wurde. Der berechnete Wert der durch die hängende Masse vertikal eingeleiteten Kraft F_m für die Biegung beträgt 4,95 N. Sie ist durch Gl. 4.56 bei $\Omega=90^\circ$ beschrieben, die durch Gl. 4.50 für φ_0 umgeschrieben wurde. Das Elastizitätsmodul von Aluminium beträgt 70 GPa.

$$F_m = \left\{ \frac{\sqrt{EI}}{l_{stab}} [F(p) - F(\vartheta_{min}, p)] \right\}^2 \quad \text{Gl. 4.56}$$

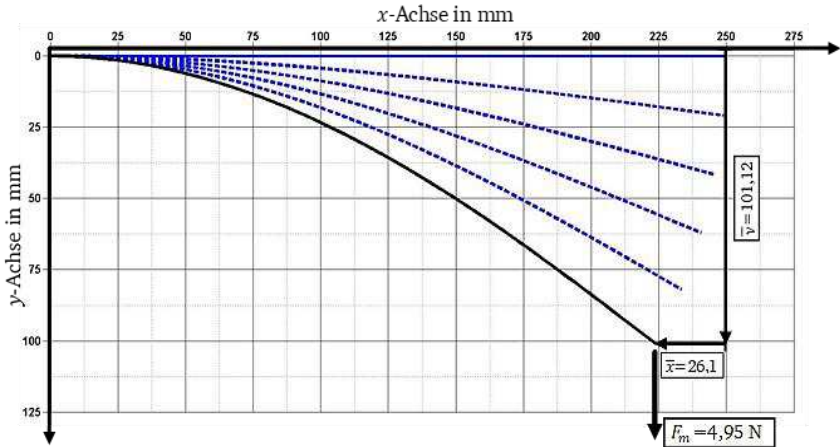


Abbildung 4.12 Darstellung der errechneten Großverformung eines Aluminiumstabs zur Validierung der Biegegleichung durch den Vergleich mit dem in Abbildung 4.11 abgebildeten Experiment.

Die Verschiebung auf beiden Achsen des freien Stabenden und die berechnete Kraft, die anhand des Biegemodells für die maximale Biegeneigung φ_0 von 36° berechnet wurde, ähneln sehr den Werten des experimentellen Versuchs. Bei der Kraft ergibt sich eine Abweichung von 0,92%. Bei der Verschiebung ist die Abweichung auf der Vertikal- und Längsachse unterhalb von 5%. Der Grund für die Abweichungen zwischen Simulation und realem Fall kann daran liegen, dass weitere elastische Verformungen am Stab bei der großen Biegung stattfinden. Außerdem kann der Durchmesser des Aluminiumstabes geringfügig entlang seines Körpers vom Sollmaß abweichen. Dabei kann das Elastizitätsmodul vom Stab nicht vollständig mit dem vorgegebenen Wert

übereinstimmen. Solche weiteren Effekten, die zur Biegeverformungen beitragen, lassen sich besser mit der Theorie elastischer Biegung nach 4. Ordnung erfassen. Vergleichbare Untersuchungen für den zweiseitig eingespannten Stab sind bei der Arbeit von Obretinow [55] mit ähnlichen Ergebnissen zu finden. Dabei liegt der Schwerpunkt der Arbeit auf dem Einbezug von Dehn- und Schubeffekten anhand der 4. Ordnung der Theorie elastischer Biegung. Aus diesem Grund sind die kleinen aufgenommenen Abweichungen in der zwei-dimensionalen Verschiebung des freien Faserendes zwischen dem Biegemodell im Rahmen der Theorie 3. Ordnung und dem Experiment akzeptabel.

Das Modell der großen Biegeverformung der Kohlenstofffasern muss nicht auf die 4. Ordnung elastischer Biegung erweitert werden. Da Kohlenstofffasern eine Bruchdehnung von 1,5% aufweisen und diese in der Arbeit nicht derart beansprucht werden, werden sie für die Forschungsinhalte dieser Arbeit als dehnstarr angenommen. Außerdem ist das E-Modul der Kohlenstofffasern mehr als dreimal so groß wie das von Aluminium und weitere elastische Konstanten der Fasern sind noch unbekannt. Aus diesem Grund wird in dieser Forschungsarbeit das vorgestellte Biegemodell im Rahmen der 3. Ordnung der Theorie elastischer Biegung für Biegeverformungen von Kohlenstofffasern eingesetzt.

4.2.4. VERGLEICH DER 1., 2. UND 3. ORDNUNG DER THEORIE ELASTISCHER BIEGUNG

In diesem Abschnitt sind die Biegevorgänge nach den drei ersten Ordnungen der Theorie elastischer Biegung an einer horizontal einseitig eingespannten Faser mit einem freien Ende verglichen. Anhand der Biegemodelle wird abgeschätzt, ab wann die 3. Ordnung eingesetzt werden muss. Für die Untersuchung wurde die am freien Faserende wirkende Kraft R von $12,2 \mu\text{N}$ mit der Neigung $\Omega=87,13^\circ$ so ausgelegt, dass ihr Horizontal-anteil R_x 5% von R entspricht. R_x ist dabei sehr klein, so dass sie nach Tabelle 4.1 bei der 1. Ordnung vernachlässigt, aber ab der 2. Ordnung eingesetzt wird.

Die Biegelinie nach der 1. Ordnung für den horizontal einseitig eingespannten Balken mit dem Vertikalanteil R_y von R am freien Ende wird in Gl. 4.57 nach Schnell, et al. [58] beschrieben. Die Biegegleichung wird an der nicht-verformten Faser aufgestellt.

$$y_1(x) = \frac{R_y}{6EI} [3l_F x^2 - x^3] \quad \text{Gl. 4.57}$$

Die Biegelinie nach der 2. Ordnung der Theorie elastischer Biegung für den horizontal und einseitig eingespannten Biegebalken ist in Gl. 4.58 beschrieben. Die Biegegleichung wird aus dem Kräftegleichgewicht an der leicht gebogenen Faser aufgestellt. Dabei wirken die Vertikalkraft R_y und die Horizontalkraft R_x am freien Faserende der leicht verformten Faser. Die Gleichung wird durch das normierte Kraftmodul ε_x für R_x und dem extensionalen Verhältnis ξ abgekürzt, die jeweils in Gl. 4.59 und Gl. 4.60 beschrieben sind.

$$y_2(x) = \frac{R_y}{EI} \left(\frac{l_F}{\varepsilon_x} \right)^3 [\tan(\varepsilon_x) - \tan(\varepsilon_x) \cos(\varepsilon_x \xi) + \sin(\varepsilon_x \xi) - (\varepsilon_x \xi)] \quad \text{Gl. 4.58}$$

$$\varepsilon_x = l_F \sqrt{\frac{R_x}{EI}} \quad \text{Gl. 4.59}$$

$$\xi = \frac{x}{l_F} \quad \text{Gl. 4.60}$$

Der Vergleich der Simulationsergebnisse der drei Ordnungen der Theorie elastischer Biegung ist in Abbildung 4.13 vorgestellt. Gezeigt werden die Biegelinien nach der Theorie 1. Ordnung (a), 2. Ordnung (b) und 3. Ordnung (c). Dabei wird bei der 1. und bei der 2. Ordnung im Gegensatz zur 3. Ordnung die Faserlänge bei steigender Biegung verzerrt. Das freie Faserende bleibt auf der Horizontalachse stehen. Dabei scheint die Auslenkung des freien Faserendes bei der 1. Ordnung mit der Größe von ca. 1,4 mm am größten, gefolgt von der 2. Ordnung mit ca. 1,3 mm. Die Verschiebung des freien Faserendes von Abbildung 4.13 (c) nach der 3. Ordnung der Theorie elastischer Biegung weist Verschiebungen auf der horizontalen und vertikalen Achse auf.

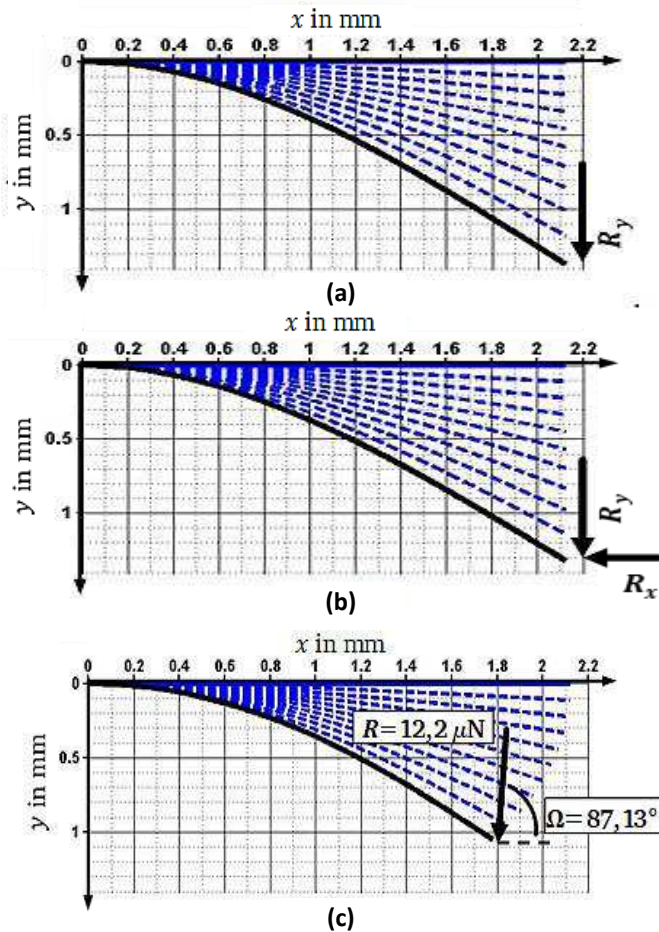


Abbildung 4.13 Vergleich der Biegelinien nach der 1., 2. und 3. Ordnung der Theorie elastischer Biegung. (a) Biegung nach 1. Ordnung. (b) Biegung nach 2. Ordnung. (c) Biegung nach 3. Ordnung

Die Vergleichsuntersuchung ist in Abbildung 4.14 erweitert. Dabei sind ausschließlich die Verschiebungskomponenten in x und in y des freien Faserendes bei steigender Kraft R dargestellt, die nach den ersten drei Ordnungen der Theorie elastischer Biegung berechnet wurden. Im Untersuchungsfall wird die Faserlänge und -durchmesser aus dem elastischen Reibkörper von Wimpernantrieben übernommen. Das Verhältnis von der

Faserlänge zu Faserhöhe liegt somit bei 350. Das Verhältnis von R_x zu R_y wurde durch $\Omega=87,13^\circ$ für ein Verhältnis von 0,05 zu 0,95 ausgelegt.

Bei der Biegung anhand der 1. Ordnung ist die Verschiebung des Faserendes auf der Vertikalachse am größten. Bei der 2. Ordnung ist sie erst ab $600\ \mu\text{m}$ bemerkbar kleiner als die der 1. Ordnung. Die Verschiebung des Faserendes nach der 3. Ordnung ist in der Abbildung in zwei Kurven dargestellt. x_3 und y_3 stellen jeweils die Verschiebung des freien Faserendes auf der x - und auf der y -Achse dar. Dabei hat y_3 eine kleinere Steigung und eine kurvigere Form als die von y_1 und y_2 . Ab 0,5 mm trennt sie sich von den anderen zwei Kurven komplett ab. Dabei wächst die Verschiebung des Faserendes auf der x -Achse stetig bei wachsender Biegung. Bei den geneigten Fasern des Reibkörpers der Wimpernantriebe ist diese Verschiebungskomponente aufgrund ihres Beitrags zur Rotation des Faserendes in der Ebene (x, y) , und somit zur Formbildung der elliptisch-förmige Krümmungsachse der gebogenen Faser, nicht zu vernachlässigen.

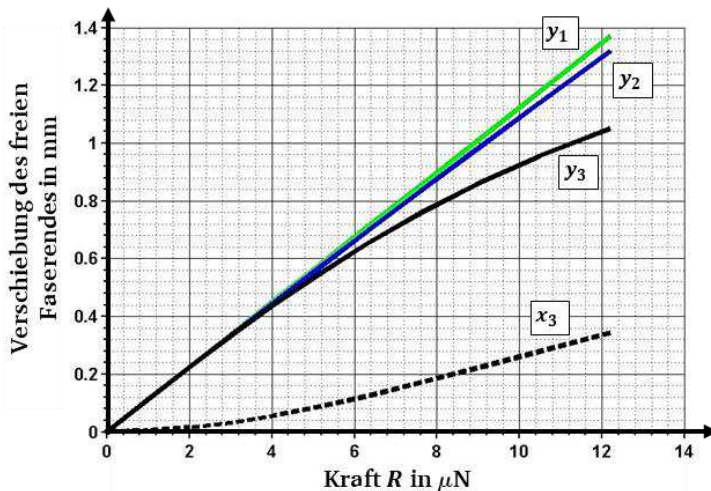


Abbildung 4.14 Darstellung der Verschiebungskomponenten des Faserendes nach den ersten 3 Ordnungen der Theorie elastischer Biegung vs. Kraft R . Dabei beträgt die Neigung Ω von R $87,13^\circ$.

Im vorgestellten Vergleichsfall wird die Krafteinleitung mit einer sehr hohen Neigung durchgeführt, so dass die Bedingungen der an der Faserlängsachse wirkenden Kraft R_x für die 1. und 2. Ordnung erfüllt werden können. Mit einer Faserlänge von etwa 2,1 mm und einem Faserdurchmesser von $6\ \mu\text{m}$ ist die

Bedingung des Aspektverhältnisses von Länge zu Höhe um Faktor 35 größer als der von Sechler [59] und um Faktor 70 größer als der von Obretinow [55] vorgeschlagene Wert, der in seiner Arbeit als Bedingung für die Berechnung des Biegebalkens gestellt wurde.

Die Kurven der vertikalen Verschiebungen des Faserendes nach den drei Ordnungen von Abbildung 4.14 fangen bei etwa $250\text{ }\mu\text{m}$ an zu divergieren. Dabei bleiben die Vertikalverschiebungen y_1 bei der 1. Ordnung und y_2 bei der 2. Ordnung sehr eng zusammen. Bei der 3. Ordnung ergeben sich sowohl vertikale Verschiebungen vom freien Faserende, y_3 , als horizontale Verschiebungen, x_3 , die zusammen steigen. Anhand dieser Kurvenverläufe lässt sich folgende Aussage treffen: Solange die Bedingungen der Krafteinteilung und die des Mindestaspektverhältnisses von 10:1 erfüllt sind, gilt das Verhältnis von Balkenlänge zur Balkenbiegung von 100:1, das von Rubin und Schneider [63] als Grenze zwischen höheren und niedrigen Ordnungen vorgeschlagen wurde. Bei viel größeren Aspektverhältnissen kann dieses Grenzverhältnis bei vernachlässigbaren Längsverschiebungen verschoben werden. Dabei ist die individualisierte Untersuchung des Falls unabdingbar.

Wenn die genannten Bedingungen nicht erfüllt werden, sind große Biegeverformungen anhand höherer Ordnungen zu berechnen, wie z.B. bei den Fasern des Reibkörpers von Wimpernantrieben. Dabei ist die Aufteilung der Kraft R_i in Horizontal- und Vertikalanteile von ausgeglichenerer Proportion als beim vorgestellten Rechenfall. Mit der Faserneigung α von 45° nimmt Ω nach Abbildung 4.4 bei steigendem Reibbeiwert μ_0 von 45° ab.

4.3. ANALYTISCHE UNTERSUCHUNG DER ÜBERTRAGUNGSVERHÄLTNISSE DER KOHLENSTOFFFASER-WIMPERN

Die Kraftübertragung in Wimpernantrieben erfolgt bei der Faserbiegung durch Haftreibung, die zwischen der Kontaktfläche und den Faserenden der geneigten Kohlenstofffaser-Wimpern des elastischen Reibkörpers auftritt. Tritt Gleitreibung auf, dann rutschen die Faserenden auf der Kontaktfläche und der Übertragungsvorgang von Hub und Kraft in die gezielte Bewegungsrichtung ist abgebrochen. Da der Gleitbeiwert μ_{gl} kleiner als der Reibbeiwert μ_0 ist, nutzen Wimpernantriebe gezielt die Haftreibung für die Kraftübertragung. Daher gehen die berechneten Übertragungsverhältnisse, die in diesem Abschnitt vorgestellt werden, von Haftreibung aus. Deren experimentelle

Validierung wird in Kapitel 6 für den orthogonalen Betriebsmodus des Wimpernantriebs vorgestellt und in Kapitel 7 für den parallelen Betriebsmodus. Zum Schluss des Abschnitts wird der Arbeitsfrequenzbereich des Reibkörpers durch die Eigenfrequenz der Einzelfaser geschätzt.

4.3.1. ÜBERTRAGungsverhältnisse bei Grobverformungen der Fasern

Für den Reibkörper der Wimpernantriebe ist der Hub die Eingangsgröße, der vom Piezo-element generiert und anschließend von der Hebelstruktur verstärkt wird. Die Hubübertragung zum Läufer findet mittels Haftreibung statt. Die Untersuchung des Übertragungsverhältnisses vom Eingangs- zum Ausgangshub des Reibkörpers wird in diesem Abschnitt anhand von Gl. 4.54 und Gl. 4.55 einer beliebigen Einzelfaser des Reibkörpers durchgeführt. Zuerst werden die Hubübertragungsverhältnisse bei drei Werten der Faserneigung α verglichen und evaluiert. Anschließend wird das Verhältnis bei drei unterschiedlichen Werten des noch unbekannten Reibbeiwertes μ_0 evaluiert. So kommt man zu einer Einschätzung der erforderlichen Normalkräfte F_N , die bei den Wimpernantrieben gegen die freien Faserenden wirken müssen.

In Abbildung 4.15 ist der Vergleich der Hubübertragungsverhältnisse einer Einzelfaser bei Faserneigungen α von 30°, 45° und 60° vorgestellt. Dabei ist die vertikale Verschiebung des freien Faserendes durch den Eingangshub auf der Horizontalachse dargestellt. Auf der Vertikalachse wird die Horizontalverschiebung des freien Faserendes gezeigt. Die drei Verläufe stellen den Verlauf des freien Faserendes dar, bis die komplette Durchbiegung erreicht ist. Beide Achsen der Abbildung sind in μm dargestellt. Die drei Kurven wurden mit einem Reibbeiwert μ_0 von 0,5 gerechnet.

Bei den drei Verläufen zeigt sich, dass das Hubübertragungsverhältnis zwischen Eingangs- und Ausgangshub mit der Faserneigung α kleiner als 45° geringer ausfällt als bei der ausgewählten Faserneigung für den Reibkörper der Wimpernantriebe bei $\alpha=45^\circ$. Im Gegensatz dazu steigt das Verhältnis bei der Faserneigung $\alpha>45^\circ$. Da bei der Faserneigung $\alpha=45^\circ$ die Kräfteverteilung am Faserende genau beschrieben werden kann, ist die Durchführung von Untersuchungen zur Ermittlung des Reibbeiwertes μ_0 bei dieser Neigung geeignet für die Zwecke der Wimpernantriebe. Dennoch ist nicht auszuschließen, dass in künftigen Arbeiten Untersuchungen zu leistungsfähigeren Reibkörpern von Wimpernantrieben auf Fasern mit größeren Neigungen erweitert werden können.

Bei der Faserneigung α von 45° werden Übertragungsverhältnisse von 0,96 beim Eingangshub von $50\ \mu\text{m}$, 0,92 bei $100\ \mu\text{m}$, etwa 0,86 bei $150\ \mu\text{m}$, 0,85 bei $200\ \mu\text{m}$, 0,8 bei $300\ \mu\text{m}$ und 0,75 bei $400\ \mu\text{m}$ erwartet. Das zeigt, dass der Verlauf des Übertragungsverhältnisses bei wachsender Biegung abnimmt. Daher ist der Bereich unterhalb von $300\ \mu\text{m}$ des Eingangshubs interessant. Dabei ist das Verhältnis von 0,85 äußerst attraktiv, denn mit erreichbaren Eingangshüben von $200\ \mu\text{m}$ sind Schrittgrößen im Bereich von $170\ \mu\text{m}$ realisierbar. Die Minderung der Performance liegt im Vergleich zum Übertragungsverhältnis beim Eingangshub von $150\ \mu\text{m}$ bei ca. 1% bei einem deutlich größeren Eingangshub. Aus diesen Gründen wird der Eingangshub für den elastischen Körper aus Kohlenstofffasern mit der Anfangsneigung α von 45° auf $200\ \mu\text{m}$ festgelegt.

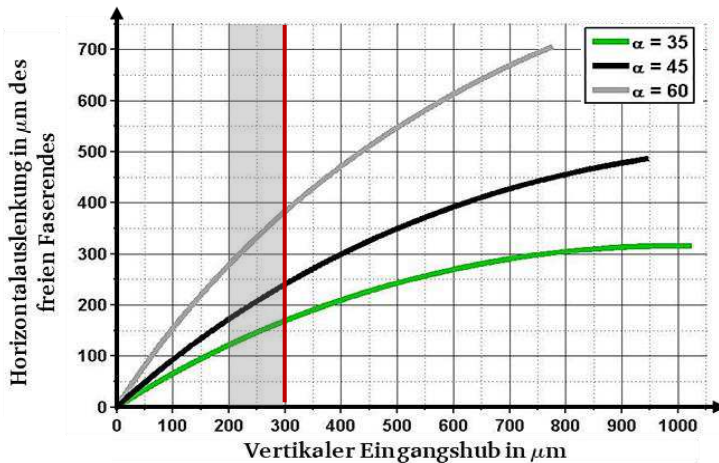


Abbildung 4.15 Vergleichsdarstellung simulierter Hubübertragungsverhältnisse des elastischen Reibkörpers von Wimpernantrieben im orthogonalen Betriebsmodus. Die Simulationen wurden für die Großverformung einer beliebigen Kohlenstofffaser bis zur kompletten Durchbiegung durchgeführt. Dabei wurden die Berechnungen mit Ausgangsneigungen von 30° , 45° und 60° durchgeführt.

Beim Reibkontakt zwischen dem Reibkörper aus den biegsamen Kohlenstofffasern mit der Kontaktfläche ist eine starke Paarung erwartet. Dabei basiert die Kraftübertragung auf der tribologischen Wechselwirkung zwischen den frei biegsamen Fasern, mit der Ausgangsneigung von 45° und

Länge von 2,1 mm, und der noch zu bestimmenden Kontaktfläche. Vorliegende Werte zur Untersuchung einer solchen Paarung existieren nicht. Daher wird im Folgenden die Kraftübertragung bei wachsendem Eingangshub unter drei Reibbeiwerten μ_0 für die Einschätzung der am freien Faserende wirkenden Kräfte analysiert.

Richtwerte von Reibbeiwerten μ_0 und Gleitbeiwerten μ bei trockener Reibung wurden von Wittel, et al. [66] publiziert. Z. B. liegt bei der Paarung von Stahl auf Stahl der Reibbeiwert μ_0 zwischen 0,5 und 0,8 und der Gleitbeiwert μ zwischen 0,4 und 0,7, bei Kunststoff auf Metall liegt μ_0 zwischen 0,25 und 0,4 und μ zwischen 0,1 und 0,3 oder bei Stahl auf Holz liegt μ_0 zwischen 0,4 und 0,6 und μ zwischen 0,2 und 0,5.

Abbildung 4.16 zeigt die Entwicklung der Normalkraft F_{Ni} , die während der Hubübertragung am freien Faserende einer beliebigen Einzelfaser des Reibkörpers vom Wimpernantrieb wirkt, bei orthogonaler Belastung und bei Reibbeiwerten μ_0 von 0,1, 0,5 und 0,9. Dabei sind relativ zum freien Faserende der Eingangs- und Ausgangshub jeweils auf der horizontalen und auf der linken vertikalen Achse in μm dargestellt. Auf der rechten Vertikalachse ist die Normalkraft F_{Ni} in μN aufgenommen. Im Diagramm von Abbildung 4.16 sind die Entwicklungen der Normalkraft F_{Ni} mit gestrichelten Linien in grün, schwarz und grau für steigende Werte von μ_0 dargestellt. Die Kurven zum Verhältnis vom Eingangs- zum Ausgangshub sind mit durchgezogenen Linien in gleicher Farbkodierung dargestellt, und liegen nahezu übereinander.

In der Abbildung 4.16 zeigen die verschiedenen Reibbeiwerte einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Hub-Übertragung. Die Verläufe der Kurven überlagern sich und zeigen minimale Unterschiede erst ab dem Wert des Eingangshubs von 700 μm . Daher betrachtet die vorliegende Arbeit den Verlauf von $\mu_0=0,5$. Der Grund dafür ist, dass in der Untersuchung von Haftreibpaarung am frei beweglichen Faserende ausgegangen wird. Durch die Verschiebung des Faserenden, beim fixen Eingangshub, hat den variabel Reibbeiwert μ_0 einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Hubübertragung. Dabei entspricht dieser Eingangshub die Eingangsgröße für die Fasern des Wimpernantriebes im orthogonalen Betriebsmodus, deren horizontal beweglichen Lagerung nachgibt.

Bei der Darstellung der Entwicklung der drei Normalkräfte wird Folgendes deutlich: Je stärker die Reibpaarung zwischen Fasern und Kontaktfläche, desto stärker wird der nicht-lineare Kurvenverlauf der Normalkraft $F_{N,i}$ für quasi das gleiche Hubübertragungsverhältnis. Für den Eingangshub von

200 μm wird eine Normalkraft von 3,1 μN bei einem Reibbeiwert von 0,1, 4,63 μN bei 0,5 und 8,65 μN bei 0,9 erwartet.

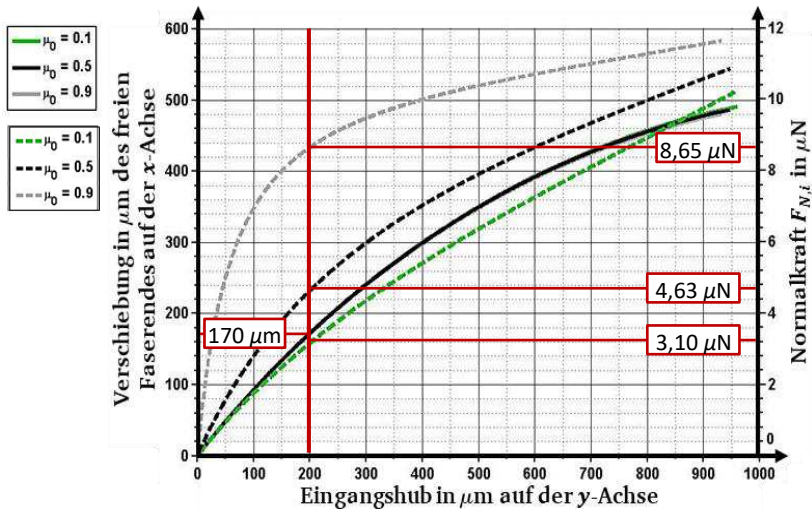


Abbildung 4.16 Vergleichsdarstellung der Normalkraft $F_{N,i}$ bei steigender Hubübertragung einer Einzelfaser. Dabei stellen die gestrichelten Kurven auf der rechten Vertikalachse die Normalkraft $F_{N,i}$ in μN für Reibbeiwerte μ_0 von 0,1, 0,5 und 0,9 dar. Die Verschiebung Δx ist vom Reibbeiwert μ_0 nahezu unabhängig.

Auf Basis der analytischen Untersuchung von Hub- und Kraftübertragung bei der großen Biegeverformung einer beliebigen Kohlenstofffaser mit der Faserneigung α von 45° und der Länge von 2,1 mm, wird der Eingangshub auf 200 μm für den Reibkörper mit Höhe H von 1,5 mm der Wimpernantriebe festgelegt. Dabei werden bei der Interaktion zwischen elastischem Körper und Kontaktfläche Reibbeiwerte $\mu_0 \geq 0,5$ erzielt.

4.3.2. EIGENFREQUENZ DER EINZELFASER

Bei der Biegung der Kohlenstofffasern im elastischen Reibkörper von Wimpernantrieben wird das freie Faserende in Proportion zur wirkenden Kraft vertikal und horizontal verschoben. Daraus sind zwei Federsteifigkeiten abzuleiten: C_x bei der Auslenkung auf der horizontalen x -Achse und C_y bei der

Auslenkung auf der vertikalen y -Achse. Dies ist in Abbildung 4.17 durch die einseitig eingespannte Faser im gebogenen und nicht-gebogenen Zustand dargestellt. Dabei beschreiben Δx und Δy jeweils die Verschiebung des Faserendes aus ihrer Ausgangslage in der (x, y) -Ebene. C_x und C_y stellen die Federsteifigkeiten bei der Beanspruchung der beliebigen Einzelfaser im elastischen Reibkörper des Wimpernantriebs im orthogonalen Betriebsmodus dar. C_x und C_y sind jeweils in Gl. 4.61 und Gl. 4.62 beschrieben. Dabei stellen F_{Ri} und F_{Ni} jeweils die Reib- und die Normalkraft dar, die auf das freie Faserende wirken.

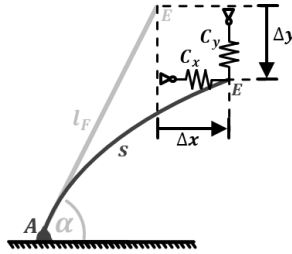


Abbildung 4.17 Darstellung des federähnlichen Verhaltens bei der Verschiebung des Faserendes auf der x - und auf der y -Achse. Dabei ergeben sich die Federsteifigkeiten c_x und c_y .

$$c_x = \frac{F_{Ri}}{\Delta x} \quad \text{Gl. 4.61}$$

$$c_y = \frac{F_{Ni}}{\Delta y} \quad \text{Gl. 4.62}$$

Anhand von Gl. 4.61 und Gl. 4.62 lässt sich die Eigenfrequenz f_c von einer einseitig eingespannten Kohlenstofffaser mit freiem Faserende aus dem elastischen Reibkörper von Wimpernantrieben mit den ausgewählten Parametern von Länge und Neigung grob einschätzen. Dadurch kann der Mindestarbeitsfrequenzbereich der Einzelfasern bzw. des Reibkörpers der Wimpernantriebe geschätzt werden. Kombiniert man C_x und C_y in C_{ges} , ist es möglich, für die Einzelfaser mit Eigenmasse m von $0,14694 \mu\text{g}$ bei der Länge von $2,1 \text{ mm}$ die Eigenfrequenz f_c durch Gl. 4.63 abzuschätzen. Dieses Verhältnis lässt sich für die Gesamtheit des Reibkörpers einsetzen, da die Faseranzahl der parallel gestellten Fasern zugleich bei der Steifigkeit c_{ges} und bei der Fasermasse m wirkt.

$$f_c = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{c_{ges}}{m}} \quad \text{Gl. 4.63}$$

Abbildung 4.18 stellt die Eigenfrequenz des federähnlichen Verhaltens einzelner Kohlenstofffasern des Reibkörpers von Wimpernantrieben bei steigendem Eingangshub für μ_0 mit Werten von 0,1, 0,5 und 0,9 dar. Beim Eingangshub von $200 \mu\text{m}$ nimmt f_c den Wert von etwa 650 Hz beim Reibbeiwert von 0,1, ca. 815 Hz bei 0,5 und 1183 Hz bei 0,9 an.

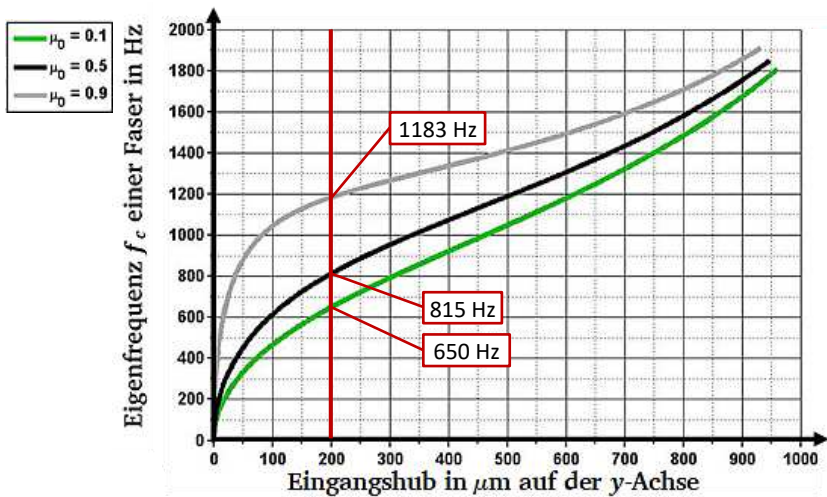


Abbildung 4.18 Darstellung der Eigenfrequenz von Einzelfasern bei steigendem Eingangshub für die Reibbeiwerte von 0,1, 0,5 und 0,9.

Um die Eigenfrequenz f_c der einseitig eingespannten Kohlenstofffasern des elastischen Reibkörpers in Wimpernantrieben mit Faserneigung α von 45° und der Länge von $2,1 \text{ mm}$ zu vermeiden, ist es empfehlenswert, die Anregungsfrequenzen des Reibkörpers bei einem Eingangshub von $200 \mu\text{m}$ auf den Bereich bis 100 Hz zu begrenzen. Nach experimenteller Validierung des elastischen Reibkörpers besteht die Möglichkeit für künftige erweiternde Arbeiten, das Frequenzverhalten der Fasern durch die Faserlänge oder durch dünnere Fasern und somit geringere Eigenmassen positiv zu beeinflussen.

4.4. KURZE ZUSAMMENFASSUNG ZUM KAPITEL

In diesem Kapitel wurde das elastische Verhalten einzelner Kohlenstofffasern aus dem Reibkörper von Wimpernantrieben analytisch untersucht. Dabei wird der Fokus auf den Reibkörper von Wimpernantrieben im orthogonalen Betriebsmodus gelegt, da die Fasern hierbei Verformungen ausgesetzt sind, die die Funktionsweise des Antriebs beeinflussen.

Zuerst werden die Parameter von Faserneigung α und -länge l_F jeweils auf Werte von 45° und 2,1 mm festgelegt. Die Höhe des elastischen Reibkörpers beträgt somit 1,5 mm. Diese Parameter wurden durch die Bestimmung der Neigung der am freien Ende wirkenden Kraft bei steigenden Werten des Haftreibungskoeffizienten μ_0 ermittelt. Die Faserlänge wurde für Verschiebungen des freien Faserendes von 30 nm durch die Vorkrümmung aufgrund des Eigengewichts ausgelegt. Dies entspricht 0,5% des Faserdurchmessers.

Bei der Untersuchung der Großverformung der Fasern werden die vier Ordnungen der Theorie elastischer Biegung mit einem tabellarischen Überblick zu den Ordnungen und ihren Bedingungen vorgestellt. Nach dem Vergleich der ersten drei Ordnungen werde letztendlich die Theorie 3. Ordnung ausgewählt, experimentell validiert und somit weiter eingesetzt, um die Biegeverformung der Fasern mit vertikaler und horizontaler Verschiebung des Faserendes zu berechnen.

Bei der Untersuchung der Verschiebung des freien Faserendes ist das Hubübertragungsverhältnis von 0,85 bei einem Eingangshub von $200\text{ }\mu\text{m}$ identifiziert und für die Fasern des elastischen Körpers ausgewählt. Dabei ist für den Eingangshub analytisch geschätzt, dass die erforderliche Normalkraft am freien Faserende $3,1\text{ }\mu\text{N}$ bei einem Reibbeiwert μ_0 von 0,1, $4,63\text{ }\mu\text{N}$ bei 0,5 und $8,65\text{ }\mu\text{N}$ bei 0,9 betragen kann. Zum Kapitelabschluss wird anhand der durchgeführten Berechnungen das Federverhalten der Fasern ermittelt und anschließend durch die Eigenfrequenz der Einzelfasern von Wimpernantrieben auf den Arbeitsbereich von 100 Hz für den Reibkörper abgeschätzt. Genauere Aussagen können nach der experimentellen Untersuchung der Reibpaarung der Fasern mit Kontaktflächen in Kapitel 6 getroffen werden.



5. TECHNOLOGISCHE FERTIGUNG VON FASERARRAYS FÜR DEN REIBKÖRPER

Dieses Kapitel geht auf die Herstellung des Kohlenstofffaserreibkörpers für Wimpnantriebe ein. Hierfür wird ein spezieller Prozess entwickelt, um aus endlosen Kohlenstofffasern Arrays von ca. 48000 Fasern in Höhe von 1,5 mm und einer Faserneigung von 45° herzustellen. Dabei betragen die Abstände zwischen Fasern zwischen 2 μm und 30 μm . Sie sichern die Biegsamkeit der Fasern. Der Reibkörper wird aus nebeneinander-liegenden Arrays gebildet.

Der Herstellungsprozess ist in folgende Abschnitte aufgeteilt: Einbettung der Fasern und Gestaltung der Polymermatrix, Verbindung der Fasern in der Matrix mit dem Substrat und Chemische Behandlung der Matrizen zur Fertigung der Faserarrays. Abbildung 5.1 stellt den Herstellungsprozess vor. Als Ausgangsmaterial werden beschichtete Kohlenstofffasern eingesetzt, die ausgerichtet im einfach löslichen Polymer eingebettet und zu Matrizen in Form eines Parallelogramms umgeformt werden. Anschließend werden die Fasern in den Matrizen durch eine Klebeschicht mit dem Edelstahlsubstrat verbunden. Daraufhin werden die Polymermatrix und die Faserbeschichtung in zwei Schritten nasschemisch selektiv entfernt. Daraus ergibt sich ein Array von geneigten Fasern, die auf dem Substrat fixiert sind.

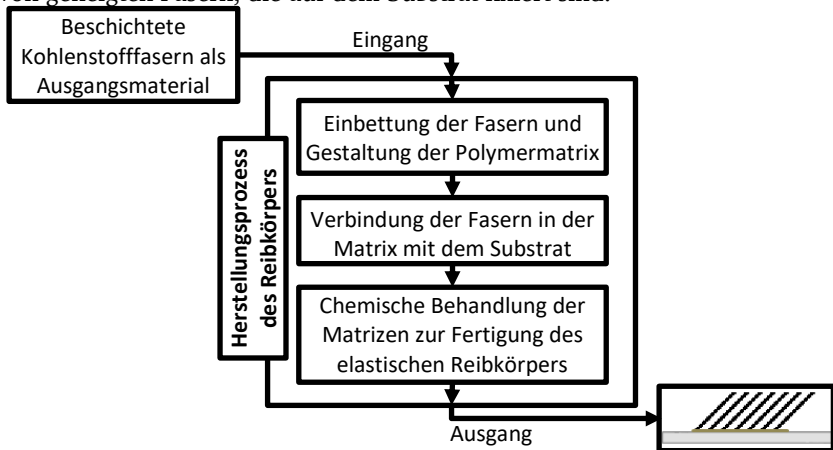


Abbildung 5.1 Schematische Darstellung des Herstellungsprozesses von Faserarrays. Ausgangsmaterial des Prozesses sind Kohlenstofffasern, die zum Prozessende in einem Array ausgerichtet sind. Das Array ist dabei mit einem Edelstahlsubstrat verbunden dargestellt.

Im Folgenden wird auf das Ziel und die Wahl der beschichteten Fasern eingegangen, gefolgt von den Schritten zur Herstellung der Faserarrays. Anschließend werden die Biegsamkeit der Fasern experimentell verifiziert und zum Kapitelende die Prozessergebnisse kurz zusammengefasst.

5.1. EINSATZ BESCHICHTETER KOHLENSTOFFFASERN ALS AUSGANGSMATERIAL

Das Ziel des Herstellungsprozesses ist es, Kohlenstofffaser-Arrays mit Abständen zwischen Fasern zu gestalten, so dass die Fasern frei gebogen werden können. Somit werden Faserbrüche aufgrund von Reibung zwischen Fasern verhindert. Bei der Interaktion der Fasern mit der Kontaktfläche sind die Reibkräfte durch die Parallelität der Fasern auf der Fläche verteilt. Im Prozess werden Kohlenstofffasern mit Beschichtung verwendet, um die Flächenverteilung der Fasern zu erzielen. Dabei sind die Fasern mechanisch gerade gestreckt und durch den Einbettungsvorgang in ihrer Lage fixiert. Die Beschichtung dient schließlich als Abstandshalter zwischen den Kohlenstofffaserkernen. Sie und das Einbettungsmaterial sind Opferelemente im Prozess der Herstellung von Faserarrays.

Abbildung 5.2 zeigt den Vergleich der Verteilung von Kohlenstofffasern mit und ohne Beschichtung in einer Einbettungsmatrix. Abbildung 5.2 (a) stellt schematisch ein Segment der gezielten Einbettung beschichteter Kohlenstofffasern dar. Mindestabstände zwischen Faserkernen sind durch die Beschichtungsdicke gesichert. Abbildung 5.2 (b) zeigt als Beispiel die REM-Aufnahme der Verteilung von Kohlenstofffasern mit einem Durchmesser von etwa $6\text{ }\mu\text{m}$ im industriell gefertigten stabförmigen Verbundmaterial des Modells PT100001 der Firma Carbonscout/CGTec GmbH, Spalt – Deutschland, vor. Die Epoxideinbettung wurde dafür durch einen Plasmaätzvorgang von der Stirnseite des Verbundmaterials entfernt. Die Fasern sind in der Matrix uniaxial gelegt und aufeinandergestapelt. Somit sind sie untereinander immer in Kontakt.

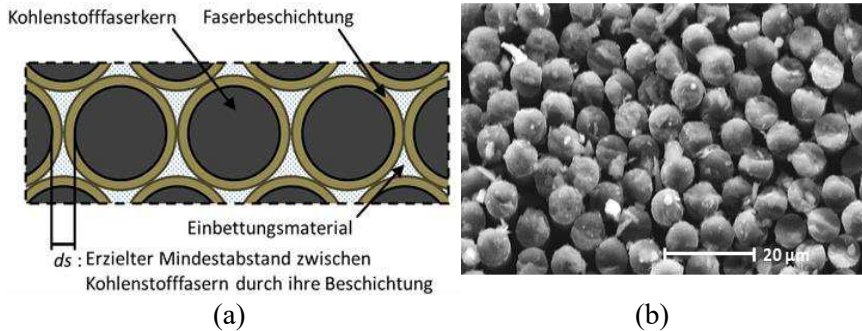


Abbildung 5.2 Kohlenstofffaserverteilung mit und ohne Faserbeschichtung im Verbundmaterial. (a) Schematische Darstellung des Segments eines Verbundmaterials mit beschichteten Fasern, das im Prozess hergestellt werden soll. (b) REM-Aufnahme von frei gestellten Faserenden des industriell hergestellten Verbundmaterials. Dabei wird der plasmaunterstützte Prozess von Carrasco, et al. [67] zur trocken-chemischen selektiven Epoxidharzentfernung eingesetzt.

Da das Ziel dieser Arbeit nicht die Entwicklung von Kohlenstofffaserbeschichtung ist, sondern die Herstellung des Kohlenstofffaser-Reibkörpers, wurden kommerzielle beschichtete Fasern gesucht. Zum Zeitpunkt dieser Forschungsarbeit werden für den niedrigen μm -Bereich nur Kohlenstofffasern mit Nickelbeschichtungen industriell hergestellt. Aus diesem Grund werden diese Fasern als Ausgangsmaterial für den Herstellungsprozess eingesetzt. Tabelle 5.1 stellt tabellarisch eine Übersicht der weltweit kommerziell angebotenen Produkte vor.

Tabelle 5.1 Überblick der kommerziell erwerbbaeren nickelbeschichteten Kohlenstofffasern

Hersteller	Produktbezeichnung	Beschichtungsdicke	Ausgangsformat	Faseranzahl
Toho Tenax	HTS40 12K 1420tex MC	$0,25 \mu\text{m}$	Spule	12000
Conductive Composites	12K55	bis ca. $1 \mu\text{m}$	Spule	12000

Die Firma Toho Tenax Europe GmbH, Wuppertal – Deutschland, bietet nickelbeschichtete Fasern mit einer Beschichtungsdicke von $0,25 \mu\text{m}$ an. Die Fasern haben einen Gesamtdurchmesser von $7,5 \mu\text{m}$. Die Firma Conductive Composites Enterprises LLC, Heber City - USA, gibt den Anteil der Nickelbeschichtung mit 55% des Gesamtgewichts an. Der Durchmesser der

Kohlenstofffaserkerne und die Faserbeschichtung wurden anhand REM-Aufnahmen untersucht. Sie betragen jeweils etwa $6\text{ }\mu\text{m}$ und $1\text{ }\mu\text{m}$.

Beide Faserhersteller bieten ihre Produkte im Spulenformat mit Faserlängen $\geq 3500\text{ m}$ an. Die Produkte bestehen nach Herstellerangaben aus einer Schnur von 12000 Fasern, die um einen Kartonzylinder gewickelt ist. Beide Anbieter geben zum Zeitpunkt der Fasererwerbung einen Präparationsauftrag mit einem Anteil von ca. 1% des Gesamtgewichts an.

Abbildung 5.3 zeigt die REM-Aufnahme einer Einzelfaser der beiden Produkte. Die in den Aufnahmen abgebildeten Faserenden bestehen aus einer hellen Ummantelung, der Nickelbeschichtung, und einem dunklen Kern, der Kohlenstofffaser. Beide Aufnahmen sind mit einer 15000-fachen Vergrößerung abgebildet. Die Fasern der Firma Conductive Composites aus Abbildung 5.3 (a) zeichnen sich dadurch aus, dass sie mit $1\text{ }\mu\text{m}$ eine 4-fache dickere Beschichtung haben als die der Firma Toho Tenax aus Abbildung 5.3 (b).

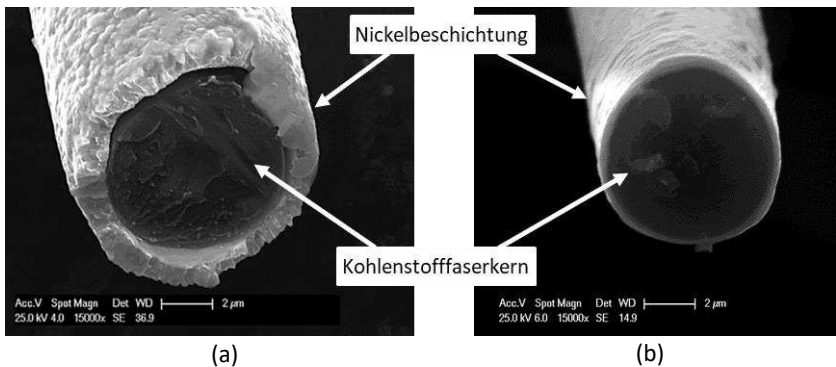


Abbildung 5.3 REM-Aufnahmen mit 15000-facher Verstärkung der freien Enden einzelner nickelbeschichteter Kohlenstofffasern. Der dunkle Kern stellt die Kohlenstofffaser dar und die helle Ummantelung die Nickelbeschichtung. (a) REM-Aufnahme einer Faser des Produktes 12K55 der Firma Conductive Composites. Die Dicke der Nickelbeschichtung beträgt etwa $1\text{ }\mu\text{m}$. (b) REM-Aufnahme eines Faserendes des Produktes HTS40 A23 der Firma Toho Tenax Europe GmbH. Die Dicke der Nickelbeschichtung beträgt etwa $0,25\text{ }\mu\text{m}$.

Durch große Beschichtungsdicken werden im Herstellungsprozess dieser Arbeit größere Abstände zwischen Fasern erreicht. Aus diesem Grund werden die Fasern der Firma Conductive Composites als Ausgangsmaterial ausgewählt. Infolgedessen werden Mindestabstände zwischen Fasern von etwa $2\text{ }\mu\text{m}$ erzielt. Größere Abstände sind unter den Fasern durch die Filmdicke des Einbettungsmaterials zwischen den Fasern nicht ausgeschlossen. Diese wirken sich jedoch eher positiv auf die Sicherung der freien Biegsamkeit der parallelen Fasern aus.

5.2. EINBETTUNG DER FASERN UND GESTALTUNG DER POLYMERMATRIX

Im ersten Prozessabschnitt werden die kontinuierlichen nickelbeschichteten Kohlenstoff-fasern uniaxial entlang rechteckiger Stab-Polymermatrizen eingebettet, um ihnen im Anschluss die gewünschte Parallelogrammform zu geben. Durch diese Formgestaltung der Polymermatrizen werden die Höhe des Arrays, bzw. des Reibkörpers, und die Faserneigung erzielt. Die Bearbeitung wird in drei Schritten durchgeführt.

Als Ausgangsmaterial wird eine Schnur aus 12000 kontinuierlichen nickelbeschichteten Kohlenstofffasern verwendet. Die Länge der Schnur beträgt 3500 m. Die Fasern liegen in der Schnur ohne Ausrichtung. Die Schnur ist um einen Trägerzylinder aus Karton gewickelt, der die Länge von 280 mm und den Außendurchmesser von 83 mm aufweist. Die Wanddicke des Zylinders beträgt 3 mm. Die Schnur deckt etwa 254 mm des Zylinders ab.

Abbildung 5.4 stellt graphisch die drei untergliederten Bearbeitungsschritte des Prozessabschnitts dar: Reinigung und Ausrichtung der Fasern aus der Ausgangsschnur, Polymereinbettung der Fasern und Herstellung der Parallelogramm-Matrizen. Die Zwischenergebnisse sind dabei in den Kreisen dargestellt. Als erstes sind die Fasern der Schnur durch Strecken und gleitende nasse Führungsrollen ausgerichtet. Dabei werden die Fasern vom Präparationsauftrag des „Sizing“ bereinigt. Anschließend werden die Fasern gestreckt und entlang der stabförmigen Polymermatrix eingebettet. Zum Prozessabschnittsende sind aus dem resultierenden Verbundmaterial Polymermatrizen in Parallelogramm-Form gestaltet. Die Fasern in den Parallelogramm-Matrizen werden im nachfolgenden Prozessabschnitt mit dem Substrat verbunden.

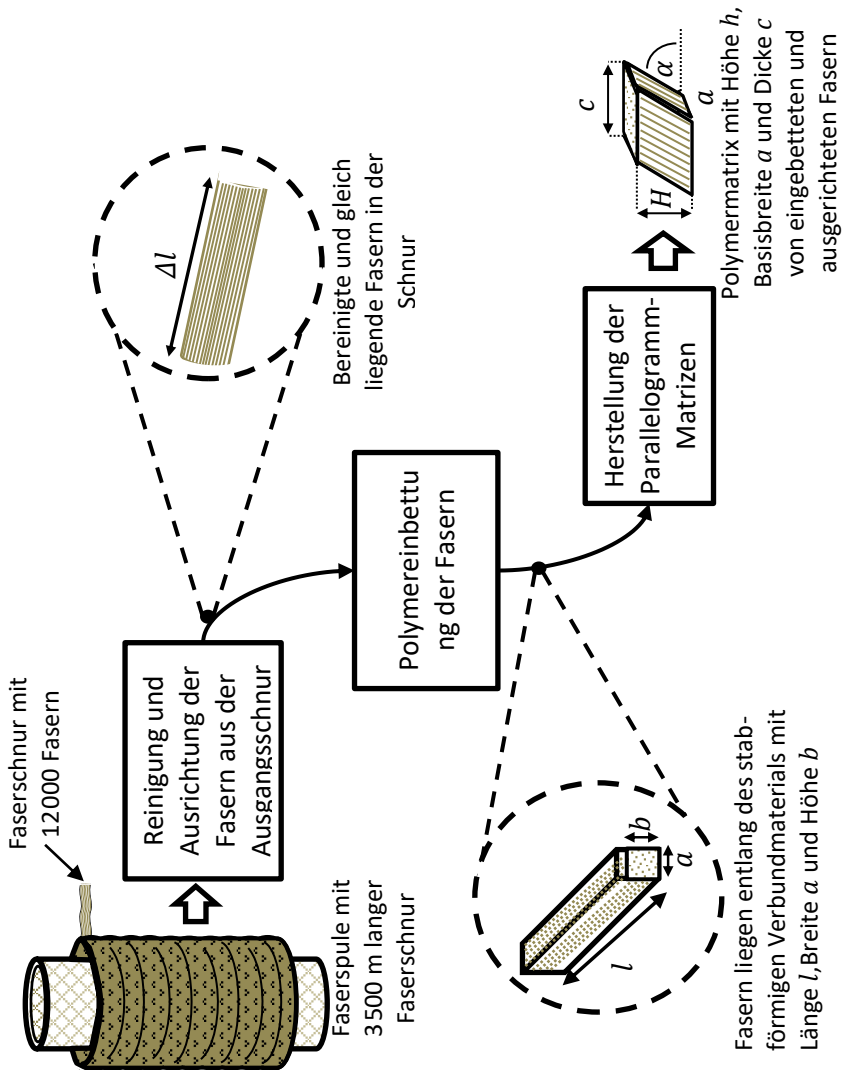


Abbildung 5.4 Darstellung der drei Schritte der Einbettung der Fasern und Gestaltung der Polymermatrix. Eingangsmaterial ist die Faserspule mit den 12000 vernickelten Fasern und Ausgangsmaterial die Parallelogramm-Matrix mit den eingebetteten und angeordneten Fasern.

Der Hautkontakt mit den Fasern und deren Lungenzugänglichkeit sind aus gesundheitlichen Gründen zu vermeiden. Demzufolge sind die Aufbauten für den Betrieb in geschlossener Umgebung mit Abzug und begrenztem Zugang für den Nutzer entwickelt. Die Größe der ersten zwei Aufbauten ist für eine Abzugskammer mit den Maßen $75 \times 58 \times 39 \text{ cm}^3$ dimensioniert. Für den Aufbau zur Herstellung der Parallelogramm-Matrizen wird eine eigene Abzugskammer aufgebaut, da die Nutzergefährdung durch frei gesetzte Faserpartikel und das Verschmutzungspotential für die anderen Aufbauten groß sind. Die automatisierten Aufbauten dienen somit nicht nur der Nutzersicherheit, sondern auch der Reproduzierbarkeit bei der Herstellung von Proben.

5.2.1. REINIGUNG UND AUSRICHTUNG DER FASERN AUS DER AUSGANGSSCHNUR

In diesem Prozessabschnitt wird ein 7 Meter langes Schnursegment von beschichteten Kohlenstofffasern aus der Faserspule auf eine laufende Rolle übertragen. Das „Sizing“ auf den Fasern wird nasschemisch behandelt, um die Faseroberfläche für die Einbettung im einfach zu entfernenden Polymerklebstoff vorzubereiten. Diese Schritte werden mit einem automatisierten Aufbau durchgeführt. Die Funktionen des Aufbaus, die Steuerung der dabei eingesetzten Antriebe und zuletzt der Aufbau zusammen mit der laufenden Rolle werden in diesem Abschnitt vorgestellt.

Abbildung 5.5 zeigt die operationale Funktionsdarstellung nach Jung [21] des Versuchsaufbaus zur Ausrichtung und Bereinigung der Fasern. Die Faserspule ist in der Abbildung extern zum Gesamtmechanismus dargestellt. Diese wird durch eine Einspannung in den Aufbau eingeführt, um eine zweite Zugspannungszone zu bilden. Darauffolgend werden die Fasern von der Schnur gereinigt, ausgerichtet und vor der laufenden Rolle versiegelt. Die interne gestrichelte Linie in der Darstellung des Mechanismus stellt die händische Abtrennung der Schnur dar. Um Verdrehungen der Faserschnur beim Zugvorgang zu vermeiden, ist die relative Ausrichtung des Zugvorgangs zur Faserschnur vorgesehen. Denn im Vergleich zu Großanlagen ist der Arbeitsraum in der Abzugskammer begrenzt.

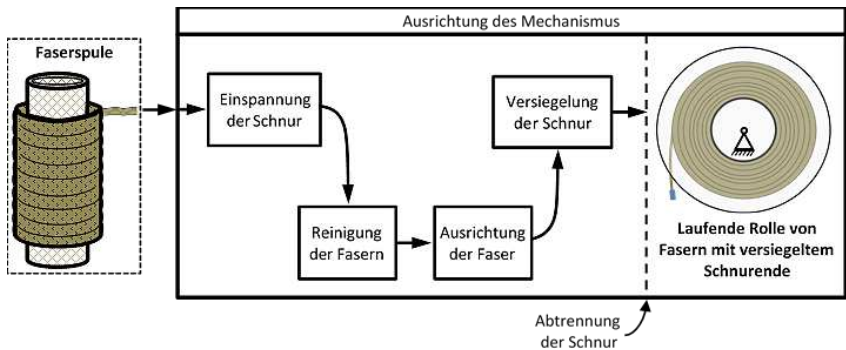


Abbildung 5.5 Operationale Funktionsdarstellung der Reinigung und Ausrichtung der Fasern aus der Ausgangsschnur. Die laufende Rolle ist dabei das Produkt des Vorgangs.

Beim automatisierten Versuchsaufbau bleibt die Faserspule extern zum Aufbau. Die Schnur wird in den Aufbau eingeführt und dabei eingespannt. Der Präparationsauftrag auf der Faseroberfläche wird mittels des Lösungsmittels Aceton behandelt, um nach Lirui, et al. [68] Polymerkomponenten auf der Faseroberfläche auszulösen. Dabei werden die nassen Fasern durch drehende Gleitrollen unter Zugspannung ausgerichtet und auf die laufende Rolle übertragen. Das Schnursegment vor der laufenden Rolle wird anschließend versiegelt und abgetrennt. Der Mechanismus wird parallel ausgerichtet zur relativen Schnurlage an der Spule, um verdrehte Fasern auf der laufenden Rolle zu verhindern.

Abbildung 5.6 zeigt die schematische Darstellung des Versuchsaufbaus. Die Faserschnur wird durch die zwei gegeneinanderpressenden Walzen W_0 und W_1 in den Aufbau eingeführt. Die Schnur ist zwischen den Walzen und der laufenden Rolle eingespannt, auf welche die Schnur bei der Drehgeschwindigkeit ω_0 gewickelt wird. Die Schnur wird mit den aktiven Umlenkrollen R_0 und R_1 in und aus dem reinigenden Aceton-Tauchbad geführt. Die Rollen drehen sich in Zugrichtung der Schnur. Bei der Drehgeschwindigkeit $\omega_1 \gg \omega_0$ beider Rollen werden die nassen Fasern entlang der gezogenen Schnur gerichtet.

Die Schnur wird weiter von den passiven Rollen R_2 und durch den Versiegelungsstempel bis zur laufenden Rolle geführt. Die laufende Rolle zieht die Schnur durch den ganzen Mechanismus mit der Drehgeschwindigkeit ω_0 . Der Mechanismus liegt auf der Grundplatte, die parallel zur Längsachse der

Faserspule, entlang der x -Achse in Abbildung 5.6, hin und her geführt wird. Das ausgetrocknete Schnursegment wird am Stempel mit Cyanacrylatklebstoff manuell versiegelt und anschließend von der Faserspule abgetrennt.

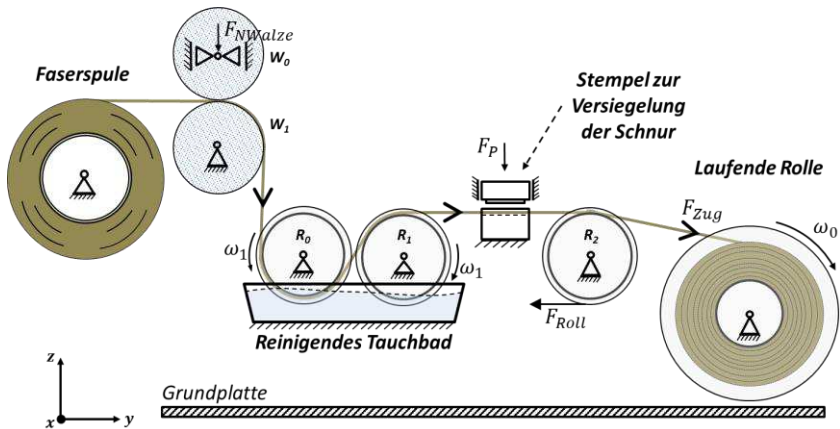


Abbildung 5.6 Schematische Darstellung des Aufbaus zur Reinigung und Ausrichtung der Fasern aus der Ausgangsschnur.

Die pressenden Walzen W_0 und W_1 bestehen aus Gummi. Die Umlenkrollen R_0 , R_1 und R_2 sind aus PTFE und haben an ihrer Stirnseite ein U-Profil zur Führung der Schnur. Der Versiegelungsstempel und die Seitenwände der laufenden Rolle bestehen ebenfalls aus PTFE.

Die Zugkraft F_{Zug} der Schnur an der laufenden Rolle ist anhand der Euler-Eytelweinchen Seilgleichung in Gl. 5.1 beschrieben. Dabei stellt C_{Roll} den einheitslosen Rollwiderstandskoeffizienten mit dem ermittelten Wert von 0,01 dar, F_{NWalze} ist die von Federn auf der Achse von W_0 wirkende Normalkraft. μ_{00} ist der trockene Haftreibungskoeffizient zwischen Schnur und Walze, mit dem experimentell ermittelten Wert von 0,65. γ_{W1} entspricht dem Umschlingungswinkel der Schnur um W_1 , mit dem Wert von 80° . $\mu_{Gl-Nass}$ stellt den Gleitreibungskoeffizienten zwischen nasser Schnur und den Umlenkrollen R_0 und R_1 dar und beträgt 0,15. γ_{R0} und γ_{R1} sind die jeweiligen Umschlingungswinkel, die jeweils Werte von 150° und 40° aufweisen. F_{Roll} stellt den Rollwiderstand der passiven Führungsrolle R_2 dar und wird experimentell ermittelt. Sein angenommener Wert liegt bei etwa 50 mN. μ_{01} beträgt 0,2 und entspricht dem Haftreibungskoeffizienten zwischen Faserschnur und der Umlenkrolle R_2 . Der Umschlingungswinkel γ_{R2} beträgt

etwa 30° bei voller laufender Rolle, bzw. wenn 7 m von der Faserschnur auf die laufende Rolle gewickelt werden.

$$F_{Zug} = (2 C_{Roll} F_{NWalze}) e^{\mu_{GlNass}(\gamma_{R0} + \gamma_{R1}) + \mu_{01} \gamma_{R2} + \mu_{00} \gamma_{W1}} + F_{Roll} e^{\mu_{01} \gamma_{R2}} \quad \text{Gl. 5.1}$$

Der Wert von F_{Zug} ist durch F_{NWalze} , bzw. über Federn an W_0 , festgelegt. Ab Werten von $F_{NWalze} \geq 35$ N ergaben sich wenige Brüche der Fasern bei der Aufnahme aus den Anpresswalzen W_0 und W_1 . Der Wert von F_{Zug} wird experimentell auf etwa 2 N festgelegt. Das Mindestdrehmoment für den Drehantrieb an der vollen laufenden Rolle mit einem Radius von 40 mm beträgt nach Gl. 5.2 78,4 mNm.

$$M = F_{ZZ} r_{Rolle} = 78,4 \text{ mNm} \quad \text{Gl. 5.2}$$

i) DIE STEUERUNG DES VERSUCHSAUFBAUS

Die Rollen R_0 und R_1 drehen sich entgegengesetzt zueinander bei einer konstanten Drehgeschwindigkeit ω_1 von 360 min⁻¹. Sie sind miteinander und mit der Motorkombination aus dem DC-Motor RE-max 29 und dem Encoder 225805 der Firma Maxon Motor GmbH, München – Deutschland, durch die Zahnradübersetzung von 1:1 verbunden. Die laufende Rolle ist an der gleichen Motorkombination mit der Untersetzung von 6:1 angeschlossen. Die laufende Rolle dreht sich mit der maximalen Drehgeschwindigkeit ω_0 von 30 min⁻¹. Beide DC-Motoren werden anhand des Motortreibers „Escon Modul 50/5“ der Firma Maxon Motor GmbH auf Drehzahl geregelt.

Die Grundplatte ist auf eine Linearführung montiert und wird über Zahnriemen durch den bipolaren Schrittmotor QSH 4218-41-10-35 der Firma Trinamic Motion Control GmbH & Co. KG, Hamburg – Deutschland, bewegt. Der Motor wird vom Big Easy Driver der Firma Schmalz Haus LLC, Minnesota – USA, gesteuert.

Die Automatisierung des Versuchsaufbaus erfolgt über den Mikrokontroller ATXMega168 der Firma Atmel Corporation, San José – USA. Er übermittelt den Motorsteuerungen die Drehrichtung, die Soll Drehgeschwindigkeit und die Start- und Stoppsignale. Dabei errechnet er aus dem Vorschub der Grundplatte die gewickelte Schnurlänge und steuert ihre Richtungswechsel bei Betätigung von Mikroschaltern an den Anschlägen beider Enden der Linearführungen. Abbildung 5.7 zeigt schematisch die gesamte Steuerung.

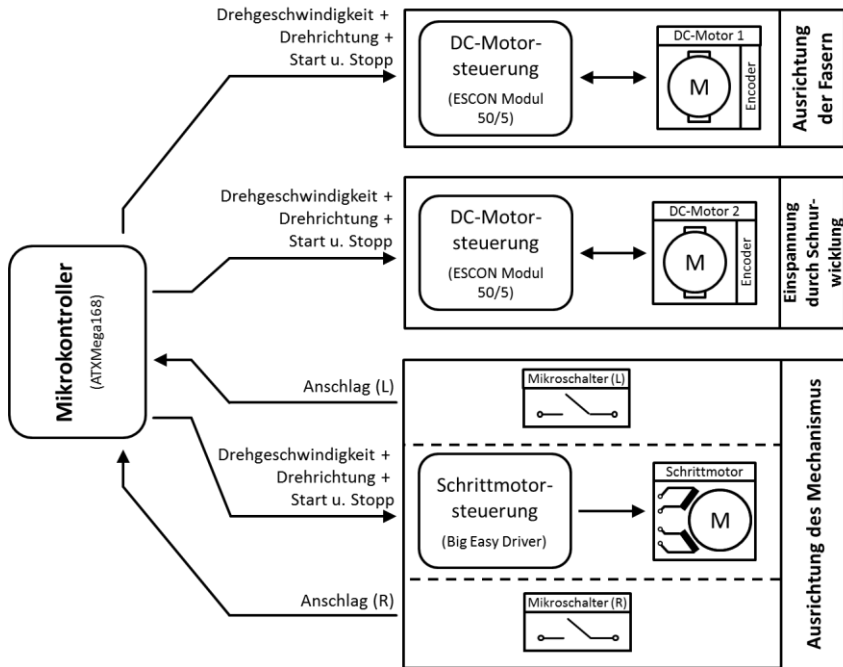


Abbildung 5.7 Darstellung der Aufbausteuerung zur Reinigung und Ausrichtung der Fasern aus der Ausgangsschnur.

ii) DER VERSUCHSAUFBAU UND DIE ERGEBNISSE DES VORGANGS

Abbildung 5.8 (a) stellt die Bildaufnahme des Versuchsaufbaus aus der Seitenansicht dar. Die drehgelagerte Faserspule liegt horizontal im Aufbau. Die laufende Rolle zieht die Schnur durch den gesamten Aufbau. Abbildung 5.8 (b) zeigt die vergrößerte Bildaufnahme der laufenden Rolle aus der Frontalansicht. Dabei sind die gleich gestreckten Fasern ohne Verschlingungen auf die Rolle gewickelt. Die Breite des Aufbaus beträgt 35 cm, die Länge 40 cm und die Höhe ca. 25 cm.

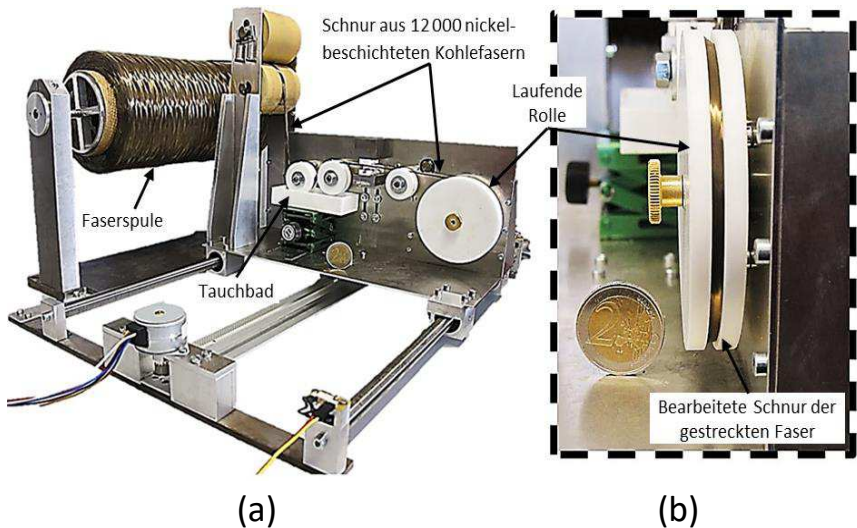


Abbildung 5.8 Versuchsaufbau zur Reinigung und Ausrichtung der Fasern aus der Ausgangsschnur. (a) Bildaufnahme des Aufbaus aus der Seitenansicht. (b) Bildaufnahme aus der Frontalansicht der auf die laufende Rolle gewickelten Schnur mit gleich gestreckten Fasern.

Der Nutzereingriff ist durch den Aufbau auf die Faseraufnahme an der laufenden Rolle und auf die Versiegelung und Trennung der Schnur beschränkt. Nach der Abtrennung der Schnur wird die laufende Rolle manuell auf den nächsten Aufbau montiert.

5.2.2. POLYMEREINBETTUNG DER FASERN

Zur Einbettung der Fasern in der Polymermatrix wurde ebenfalls ein Aufbau entwickelt. Seine Funktionen, seine Steuerung, die Auswahl des Klebstoffs und der Versuchsaufbau zusammen mit den Vorgangsergebnissen sind in diesem Abschnitt vorgestellt.

Abbildung 5.9 stellt die operationale Funktionsdarstellung des ganzen Vorgangs vor. Dabei dient die laufende Rolle aus 5.2.1 der Faserzufuhr. Die Faserschnur wird eingespannt, mit dem Klebstoff imprägniert und um rechteckige Einbettungsformen gewickelt. Nach der Klebstoffaushärtung wird

das entstandene stabförmige Verbundmaterial abgenommen. Dabei liegen die Fasern entlang der Stäbe.

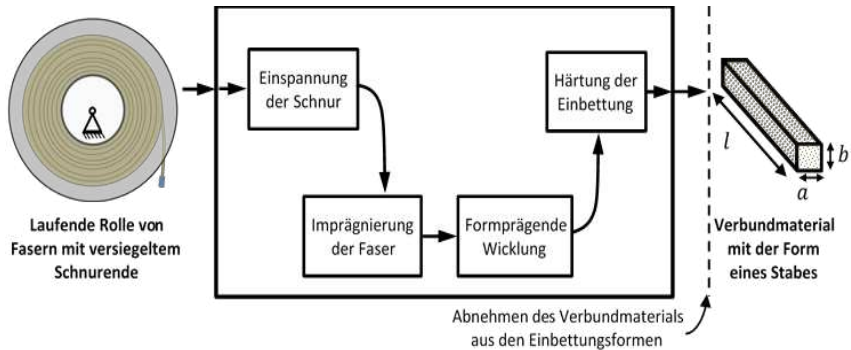


Abbildung 5.9 Operationale Funktionsdarstellung der Polymereinbettung der Fasern. Die Schnur der laufenden Rolle wird in den Vorgang eingeführt. Der Vorgang ergibt das stabförmige Verbundmaterial.

Abbildung 5.10 zeigt die schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Polymereinbettung der Fasern. Analog zu 5.2.1 wird die Faserschnur von zwei zusammendrückenden Gummiwalzen W_0 und W_1 aufgenommen. Anschließend wird sie durch eine Schraubaufnahme an der formprägende Wickeltrommel fixiert. Die langsame Klebstoffimprägnierung der Fasern wird nach Park [16] über ein Tauchbad durchgeführt. Die Faserschnur wird dabei über die Umlenkrollen R_0 und R_1 in das Klebertauchbad und mit R_2 wieder herausgeführt. Die Länge des getränkten Schnursegments beträgt 7 cm. Die Umlenkrollen sind aus PTFE und zur Schnurführung mit U-Profilen ausgestattet. Die Formprägung an der rechteckigen Wickeltrommel wird ebenfalls durch U-Profile aus PTFE durchgeführt. Die U-Profilbreite beträgt 2,5 mm, die Höhe 6 mm und die Länge 52 mm.

Ecken an der Wickeltrommel werden durch Halbkreise aus PTFE mit U-Profilen vermieden. Nach der Klebstoffaushärtung werden vier stabförmige Matrizen abgetrennt und abmontiert. Die Faseranzahl wird über die Wicklungszahl um die Trommel gesteuert.

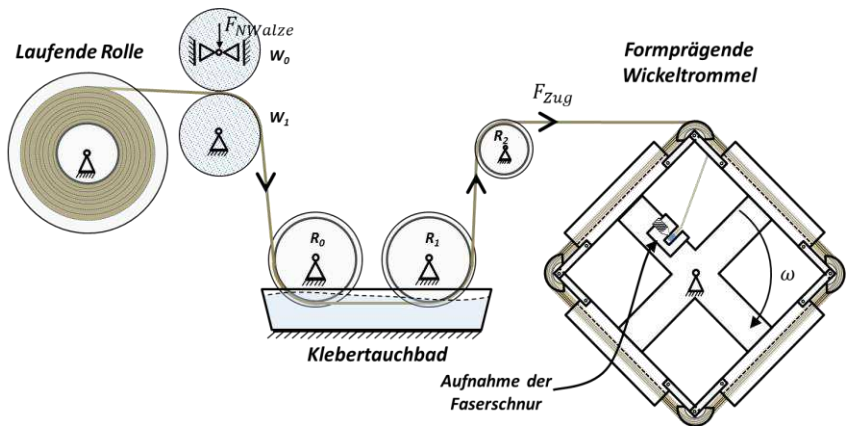


Abbildung 5.10 Schematische Darstellung des Aufbaus zur formprägenden Polymereinbettung der Fasern.

Die Zugkraft an der Faserschnur im Vorgang beträgt etwa 4 N. Sie ist durch Gl. 5.3 beschrieben. Analog zu Abschnitt 5.2.1 stellt F_{NWalze} die Normalkraft an der Achse der Walze W_0 dar, C_{Roll} beschreibt den Rollwiderstandskoeffizienten zwischen den Walzen, μ_{00} ist der Reibbeiwert zwischen Schnur und Walze W_1 , γ_{W_1} stellt den Umschlingungswinkel der Schnur um die Walze W_1 und F_{Roll} der Rollwiderstand der Umlenkrollen R_0 , R_1 und R_2 dar. Der Umschlingungswinkel um R_0 und um R_1 ist gleich groß und wird durch γ_{R_0} dargestellt. γ_{R_0} beträgt 75° . γ_{R_2} entspricht dem Umschlingungswinkel um R_2 und beträgt 80° . Die Reibungszahl zwischen imprägnierter Schnur und den Rollenoberflächen ist an allen Rollen gleich. Sie beträgt etwa 0,27 und ist mit μ_{01} dargestellt.

$$F_{Zug} = [(2 C_{Roll} F_{NWalze} e^{\mu_{00}\gamma_{W_1} + \mu_{01}\gamma_{R_0}} + F_{Roll}) e^{\mu_{01}\gamma_{R_0}} + F_{Roll}] e^{\mu_{01}\gamma_{R_2}} + F_{Roll} \quad \text{Gl. 5.3}$$

Bei experimentellen Voruntersuchungen zur Einbettung der Fasern unter Zugspannung mit Zugmassen stellte sich heraus, dass Zugkräfte an der Schnur höher als 6,18 N am Prozessende zu ungleichen Faserlängen im Array führten. Bei der ausgeübten Zugkraft werden im Vorgang jedoch keine sichtliche Erhöhung der Anzahl gebrochener Fasern bemerkt. Daher wird vermutet, dass die beschichteten Fasern in diesem oder im vorherigen Aufbau durch die Anpresswalzen beschädigt werden. Dies kann in künftigen Erweiterungen dieser Arbeiten untersucht werden.

Die Drehgeschwindigkeit der formprägenden Trommel wird unterhalb von 8 min^{-1} gehalten, um die flächendeckende Klebstoffimprägnierung der Fasern zu gewährleisten. Das Mindestdrehmoment an der Trommel ist mit der Hebellänge von 70 mm durch die Diagonale der Trommel auf 280 mNm festgelegt.

i) DIE STEUERUNG DES VERSUCHSAUFBAUS

Die formprägende Trommel dreht sich mit einer Drehzahl von 4 min^{-1} . Sie wird durch eine Kombination aus dem DC-Motor A-max 26, dem Encoder HEDL 5540 und dem Planetengetriebe 406128 der Firma Maxon Motor GmbH mit einer Untersetzung von 71:1 angetrieben. Der DC-Motor A-max 26 hat ein Nenndrehmoment von 18,4 mNm.

Die Wicklungszahl, die Drehrichtung und -geschwindigkeit des DC-Motors wird vom Mikrokontroller ATXMega168 der Firma Atmel Corporation bestimmt und der Steuerung Escon Modul 50/5 von Maxon Motor GmbH übertragen. Das Modul führt die Drehzahl-regelung des Motors durch. Abbildung 5.11 stellt die Steuerungsstruktur des Aufbaus vor.

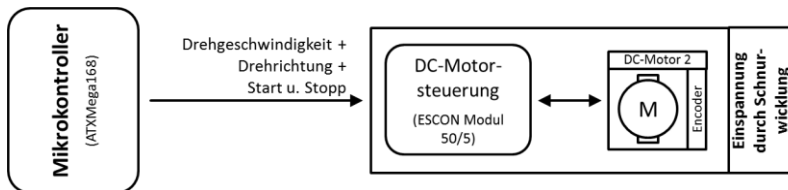


Abbildung 5.11 Darstellung der Steuerung des Aufbaus zur Polymereinbettung der Fasern.

ii) AUSWAHL DES EINBETTUNGSKLEBSTOFFS

In diesem Abschnitt wird die Auswahl des Einbettungsklebstoffs vorgestellt, der zur Fixierung der Fasern im ausgehärteten Zustand in Form der rechteckigen Polymermatrix dient. Diese Formprägung findet bei der Klebstoffaushärtung nach der Imprägnierung mit Klebstoff im flüssigen Zustand in der Wickeltrommel mit U-Profilen statt. Der ausgehärtete Klebstoff soll dabei die mechanische Formgestaltung der Parallelogramm-Matrizen ermöglichen. Der Einbettungsklebstoff ist ein Opferelement, das zum Prozessende, nach Verbindung der Fasern mit dem Substrat, einfach zu entfernen sein soll.

Da die Fasern in der parallelogrammförmigen Kleinmatrix durch eine Klebeschicht mit dem Substrat verbunden werden sollen, werden die Klebeschicht und die Opfermatrix zugleich dem Vorgang zur Entfernung der Opfermatrix ausgesetzt. Der Klebstoff für die verbindende Klebeschicht wird später im Prozess ausgewählt, da die Selektivität im Entfernungsvorgang von der Auswahl eines geeigneten Klebstoffs abhängt, der Beständigkeit gegenüber dem Entfernungsmechanismus aufweist. Somit wird allein durch die Klebstoffauswahl gesichert, dass die Klebeschicht nicht beeinträchtigt wird.

Demzufolge werden für die Auswahl der Opfermatrix Klebstoffe evaluiert, die eine gute Benetzbarkeit mit den Fasern und eine gute Kohäsion im ausgehärteten Zustand aufweisen, so dass die Formgestaltung durch mechanische Bearbeitung möglich ist. Dabei werden kommerzielle Klebstoffe mit einer einzigen Komponente bevorzugt, um aufwändige Vorbereitungen von Mischverhältnissen zu vermeiden. Zusätzlich soll der Klebstoff einfach zu lösen sein, damit bei der Entfernung der Polymermatrix die Integrität der Fasern/ Substrat-Verbindung nicht gefährdet wird. Der Vorgang der Fasereinbettung findet im geschlossenen Raum mit Temperaturen zwischen 19 und 28 °C bei rel. Luftfeuchtigkeit bis etwa 60% mit laufendem Abzug statt.

Bei der Vorauswahl der Klebstoffe wird das Ausschlusskriterium festgelegt, dass der benetzungsfähige Klebstoff erst nach der Imprägnierung der Fasern zur Aushärtung kommt, wenn die Fasern in der formprägenden Wickeltrommel ausgerichtet sind. Klebstoffarten mit Aushärtevorgängen, die mit Wärme oder Strahlungen ausgelöst werden, waren in der Auswahl nicht bevorzugt, weil Wärme- oder z.B. Lichtstrahlungsmechanismen die Komplexität des Aufbaus und Vorgangs zusätzlich erhöhen würden. Außerdem sichern diese nicht die einheitliche Aushärtung des Klebstoffs im Querschnitt der Matrix.

Somit ist die Vorauswahl auf Polymerisationsklebstoffe der organischen und chemisch reagierenden Klebstoffe aus der Klebstoffeinteilung nach Abbindemechanismen nach Habenicht [69] eingeschränkt. Abbildung 5.12 stellt diese Unterteilung in Polymerisations-, Polykondensations- und Polyadditionsklebstoffe dar.

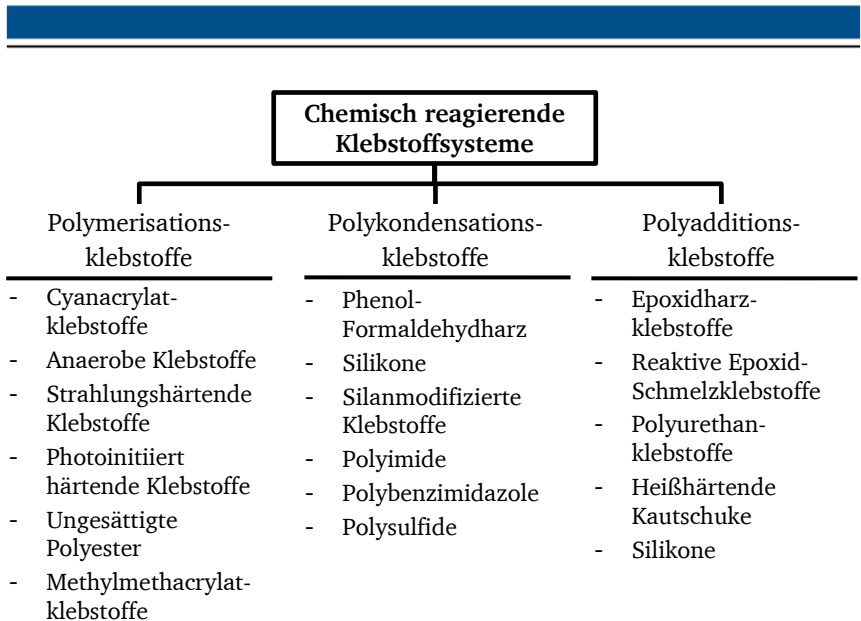


Abbildung 5.12 Einteilung der chemisch reagierenden Klebstoffe nach Abbindemechanismus.

In Tabelle 5.2 sind die nach dem Industrieverband Klebstoff e.V. vorausgewählten chemisch reagierenden Klebstoffsysteme vorgestellt, die aus einer Komponente bestehen und vorwiegend einen flüssigen Ausgangszustand aufweisen.

In der tabellarischen Darstellung sind diese horizontal nach Abbindemechanismus unterteilt. Dabei stellen PM, PK und PA Polymerisation, Polykondensation und Polyaddition dar. In Tabelle 5.2 werden die Klebstoffe in Spalten nach den Kriterien von Ausgangszustand, Auslösen der Aushärtung, Aushärtezeit, Klebeschichtdicke in mm, Endzustand, Endfestigkeit und notwendige zusätzliche Vorkehrung verglichen.

Tabelle 5.2 Vergleich der 1K-flüssigen chemisch reagierenden Klebstoffsysteme zur Einbettung der Fasern

		Ausgangs- zustand	Auslösen der Aushärtung	Aushärtezeit	Klebe- schichtdicke	End- zustand ²	End- festigkeit ³	Notwendige zusätzliche Vorkehrung
PM	Cyanacrylat- klebstoffe	flüssig, Gel	bei Kontakt mit Feuchtigkeit	Handfest in Sekunden Endfest nach 24 Std	$\leq 0,05$, bis 0,2	T	M bis H	Luft- feuchtigkeit
	Anaerobe Klebstoffe	flüssig	unter Luftabschluss und Metall- kontakt	Handfest \leq 30 Minuten Endfest \leq 30 Std.	0,02 – 0,3	D	N bis H	Form- schlüssiger Deckel oder Aktivator
	Strahlungs- härtende Klebstoffe	flüssig	durch bestimmte Strahlung	In Sekunden bis Minuten	0,1 – 0,5	T, D	M bis H	Licht- oder Elektronen- strahler
	Photoinitiert- härtende Klebstoffe	flüssig	durch bestimmte Licht- wellenlänge	Aktivierung \leq Minute Aushärtung bis 24 Std.	0,1 – 0,5	D	H	Belichtungs- anlage
PK	Phenol- Formaldehyd- harz	flüssig bis fest	durch Abspaltung von Wasser bei Wärme und Druck	Einige Stunden	0,1 – 0,2	D	H	Heiz- element oder Ofen
	Polyimide Klebstoffe	flüssig	durch Abspaltung von Flüssigkeit bei Wärme	≤ 20 Std.	0,1 – 0,2	T	F	Heizelemen- t oder Ofen
PA	Epoxidharz- klebstoffe	flüssig, pastös, fest	durch Wärme	Einige Minuten bis Stunden	0,1 – 0,2	D	H	Heiz- element oder Ofen
	Reaktive Epoxid- Schmelzklebst- offe	flüssig, pastös	Verlauf: Abbinden, Abkühlen und Wärme	Einige Minuten bis Stunden	0,1 – 0,2	D	H	Auftrags- und Aus- härtungs- anlage

¹ Erzielbare Klebschichtdicke ohne spezielle technische Ausführungen (z.B.: Sprüh-, Unterdruck- oder Pressanlage)

² T: Thermoplast, D: Duromer.

³ N: niederfest (<5 MPa), M: mittelfest (5 MPa – 15 MPa) und H: hochfest (>15 MPa).

Unter der Prämisse, dass der Klebstoff die kleinsten Fugenspalten zwischen Fasern erreicht, werden anaerobe und Cyanacrylatklebstoffe vorausgewählt.

Fünf Klebstoffe je Sorte sind nach Schnelligkeit ihrer Benetzbarkeit mit den Fasern für die Imprägnierung, nach mechanischer Bearbeitbarkeit für die Matrizenformgestaltung und nach schneller Löslichkeit zur schnellen Entfernung in der Arbeit evaluiert. Bei Letzteren wird Aceton als Lösungsmittel verwendet.

Für die Benetzungsgeschwindigkeit Klebstoff/Fasern wird ein 1 Meter langes bereinigtes Schnurstück eingespannt. 2 Klebstofftropfen wurden auf die Schnur geträufelt und die Zeit, bis der Kontaktwinkel $\leq 20^\circ$ wurde, gemessen. Kurze Zeiten sind dabei bevorzugt. Der Zeitverlauf und die Entwicklung des Kontaktwinkels wird dabei per Video anhand des Kleinmikroskops des Modells DSCO-P04 der Firma Conrad Electronic SE, Hirschau – Deutschland, mit einer Vergrößerung bis 800x bei 2 Mio Pixel erfasst.

Zur Untersuchung der mechanischen Bearbeitung wurden Proben der Maße $10 \times 10 \times 3 \text{ mm}^3$ durch Gussformen gefertigt. Bei anaeroben Klebstoffen werden die Gussformen mit dem Aktivator A905 der Firma Permabond Engineering Adhesives Ltd., Hampshire - Vereinigtes Königreich, besprüht. Die Höhenabweichungen der Probenschnittflächen werden nach dem Fräsvorgang mit dem Mikroskop VHX-600 der Firma KEYENCE Deutschland GmbH, Neu-Isenburg – Deutschland, evaluiert. Begünstigt werden dabei kleine Form- und Höhenabweichungen an der Schnittfläche.

Zur Untersuchung der schnellen Löslichkeit mit dem Lösungsmittel Aceton sind zwei Massen aus Aluminium, $m_2 = 100 \text{ gr}$, $m_2 < m_1$, bei einer Anpresskraft von etwa 5 N und einer Aushärte- und Ruhezeit von 30 Std. zusammengeklebt. Die geklebten Massen sind anschließend dem Lösungsmittel senkrecht in einem Laborbecher gesetzt und die Zeit bis zum Auflösen der Klebeverbindung aufgenommen.

Abbildung 5.12 stellt schematisch die drei durchgeführten Untersuchungen zur Klebstoffauswahl für die Opfermatrix der nickelbeschichteten Kohlenstofffaser vor.

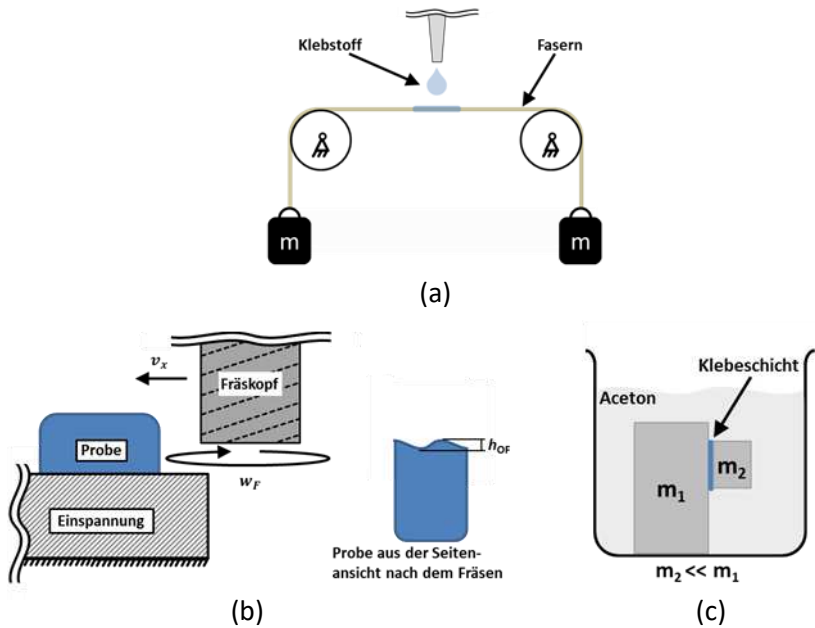


Abbildung 5.13 Untersuchung der Klebstoffe nach schneller Benetzbarkeit mit den Fasern (a), mechanischer Bearbeitbarkeit (b) und schneller Löslichkeit mit Lösungsmittel (c).

Tabelle 5.3 stellt die Auswertung repräsentativer Ergebnisse vor. Bei anaeroben Klebstoffen steht Loctite A1 für den Klebstoff *Loctite® 638TM* der Firma Henkel AG & Co. KGaA, Düsseldorf – Deutschland, und UHU A1 für den Klebstoff *UHU Schraubensicher Hochfest* der Firma UHU GmbH & Co. KG, Bühl/Baden – Deutschland. Bei Cyanacrylatklebstoffen steht Loctite C1 für den Klebstoff *Loctite® 408TM* und UHU C1 und UHU C2 für die Klebstoffe *Blitzschnell* und *CA-202*.

Die Gewichtung wird auf 0,35 für die mechanische Belastbarkeit, auf 0,2 für die schnelle Benetzbarkeit mit den Fasern und auf 0,45 für die schnelle Löslichkeit mit Aceton ausgelegt. Die Auswertung nach den Kriterien erfolgt in der Tabelle horizontal. Dabei ist das Vergleichsmaß die Höhenabweichung der Oberfläche h_{OF} bei der mechanischen Bearbeitbarkeit und die Zeit t bei der schnellen Benetzbarkeit und bei der Löslichkeit mit Aceton. Zwei ist die höchste Punktzahl, die in der Bewertung verliehen werden kann.

In der Auswertung zeichnete sich der Klebstoff UHU C1 mit der Punktzahl von 1,55 aus und wird somit für den Einbettungsvorgang ausgewählt.

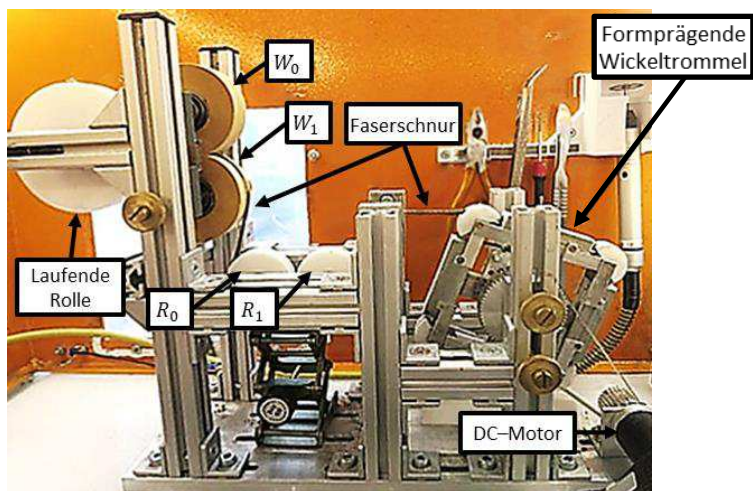
Tabelle 5.3 Bewertung zur Auswahl des Einbettungsklebstoffs

Kriterium	Anaerobe Klebstoff					Cyanacrylatklebstoff					
	Loctite A1		UHU A1			Loctite C1		UHU C1		UHU C2	
	Gew.	Bew.	Gew.	Bew.	Gew.	Bew.	Gew.	Bew.	Gew.	Bew.	Gew.
Mechanische Bearbeitbarkeit 0: $h_{OF} > 60 \mu\text{m}$ 1: $30 \mu\text{m} \leq h_{OF} \leq 60 \mu\text{m}$ 2: $h_{OF} < 30 \mu\text{m}$	0,35	2	0,7	2	0,7	2	0,7	2	0,7	1	0,35
Schnelle Benetzbarkeit mit den Fasern (Kontaktwinkel $< 20^\circ$) 0: $t > 5 \text{ s}$ 1: $2 \text{ s} \leq t \leq 5 \text{ s}$ 2: $t < 2 \text{ s}$	0,2	2	0,4	0	0	1	0,2	2	0,4	2	0,4
Schnelle Löslichkeit in Aceton 0: $t > 5 \text{ Minuten}$ 1: $1 \text{ Minute} \leq t \leq 5 \text{ Minuten}$ 2: $t < 1 \text{ Minute}$	0,45	0	0	0	0	1	0,45	1	0,45	1	0,45
Summe der Punktzahl	1		1,1		0,7		1,35		1,55		1,2

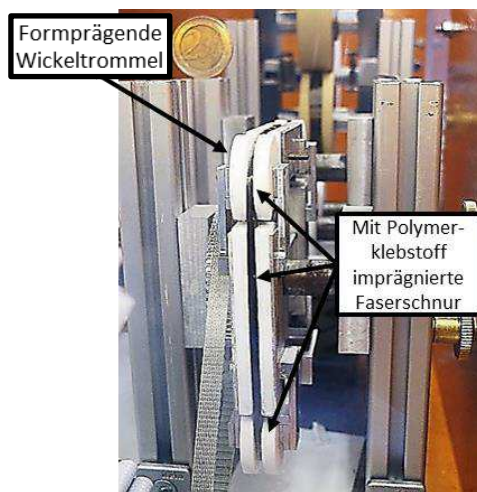
iii) DER VERSUCHSAUFBAU UND DIE ERGEBNISSE DES VORGANGS

In diesem Abschnitt werden der entwickelte Aufbau zur formprägenden Einbettung der Fasern und das daraus resultierende stabförmige Verbundmaterial vorgestellt.

Abbildung 5.14 (a) stellt den Versuchsaufbau aus der Seitenansicht vor. Die Faserschnur wird um die formprägende Wickeltrommel mit der Drehzahl von 4 min^{-1} gewickelt. Die Fasern sind dabei im Polymerkleber eingebettet. Die geführte Anpresskraft auf W_0 wird mittels Federn ausgeübt. Die Umlenkrollen R_0 , R_1 und R_2 , die Wanne des Klebertauchbads und die Gussformen des Wickelrads sind aus PTF4. Das Wickelrad ist über einen Zahnriemen mit dem DC-Motor verbunden. Abbildung 5.14 (b) stellt die um das Wickelrad gewickelten und mit dem einbettenden Klebstoff imprägnierten Faser dar.



(a)



(b)

Abbildung 5.14 Bildaufnahme des Versuchsaufbaus zur Polymereinbettung der Fasern. (a) Bildaufnahme des Aufbaus aus der Seitenansicht. Die Faserschnur wird dabei um die Wickeltrommel gewickelt. (b) Frontale Bildaufnahme der formprägenden Wickeltrommel bei der Einbettung der Fasern.

Nach der Kleberaushärtung werden die vier Teile vom Verbund Klebstoff/Fasern aus den Formen des Wickelrads genommen. Mit 4 Drehungen des Wickelrads sind um 48 000 Fasern aufeinander-gestapelt und weisen mit einer Breite von 2,5 mm, einer Höhe von etwa 2,5 mm und einer Länge von ca. 52 mm die Form eines Stabs auf. Abbildung 5.15 zeigt in (a) eine Bildaufnahme und in (b) eine REM-Aufnahme der resultierenden Polymermatrix. Das Verbundmaterial weist eine rechteckige Form auf und die Polymereinbettung ist im Querschnitt des stabförmigen Verbundmaterials flächendeckend.

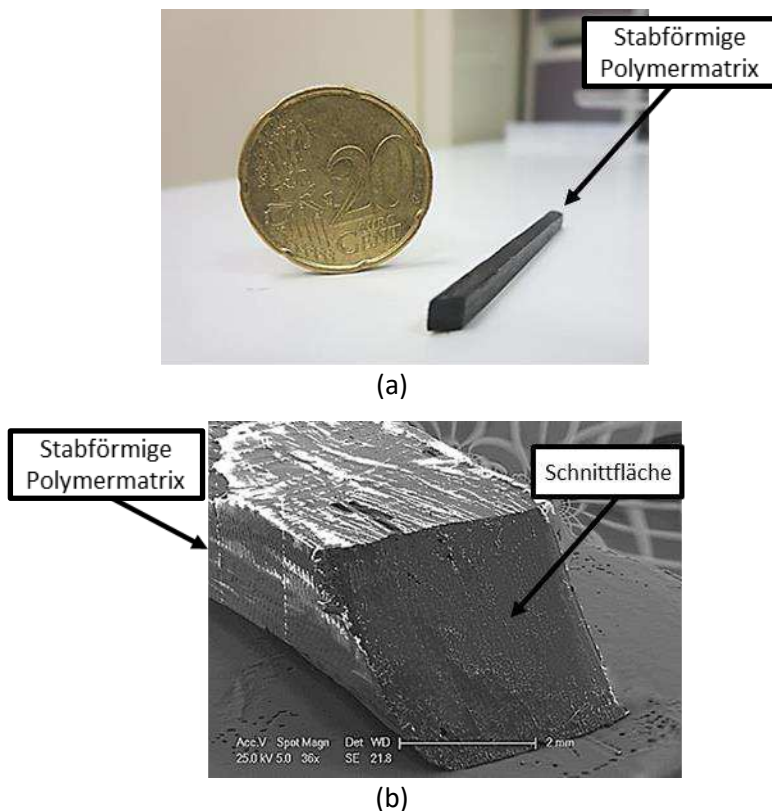


Abbildung 5.15 Bildaufnahme aus der Seitenansicht (a) und REM-Aufnahme (b) des Verbundmaterials.

5.2.3. HERSTELLUNG DER PARALLELOGRAMM-MATRIZEN

Aus dem stabförmigen Verbundmaterial werden Matrizen mittels Trennfräsen gefertigt. Die Formgebung bei der Abtrennung der Parallelogramm-Matrizen wird mit Schrägschnitten durch eine Trennscheibe durchgeführt. Für die reproduzierbare Gestaltung der Matrizen wurde ein Aufbau entworfen und automatisiert. In diesem Abschnitt sind der Aufbau, seine Steuerung und die Ergebnisse des Vorgangs vorgestellt.

Abbildung 5.16 (a) stellt schematisch die Aufnahme der stabförmigen Matrice im Aufbau zur Trennung der Parallelogramm-Matrizen aus der Oberansicht dar. Dabei bildet die linke graue Seite der Aufnahme den fixen Anschlag. Das Verbundmaterial wird dabei schräg zur horizontalen Schnittstelle bis zum Anschlag in die Aufnahme eingeführt. Durch diese Schräge wird die Faserneigung erzielt. Das Verbundmaterial wird in der Aufnahme durch die geführte Einspannung seitlich gedrückt und schließlich für den Vorgang durch die Schraubfixierungen festgehalten.

Abbildung 5.16 (b) stellt die Bildaufnahme der Vorrichtung dar, die zur Nutzersicherheit in einer Abzugskammer eingeschlossen ist. Das Trennfräsen erfolgt durch die gelochte Diamanttrennscheibe der Firma Silverline Werkzeuge, in Herne – Deutschland, mit dem Durchmesser von 38 mm. Die Trennscheibe wird durch die Biegewelle 110/BF der Firma Proxxon GmbH, Föhren – Deutschland, vom Fräsgesät Micromot 50 der gleichen Firma bei der Drehzahl von 20000 min^{-1} von außerhalb der Abzugskammer betrieben. Die Trennscheibe ist an der von zwei Linearführungen vertikal geführten Aufnahme aus PVC fixiert. Diese sind durch die schwarzen Faltenbälge geschützt. Die Biegewellenaufnahme wird vom Motor RE-max 24 mit dem Encoder 201940 der Firma Maxon Motor GmbH betrieben.

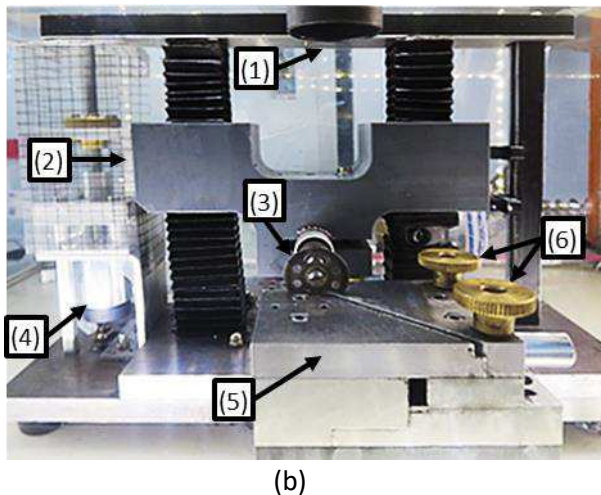
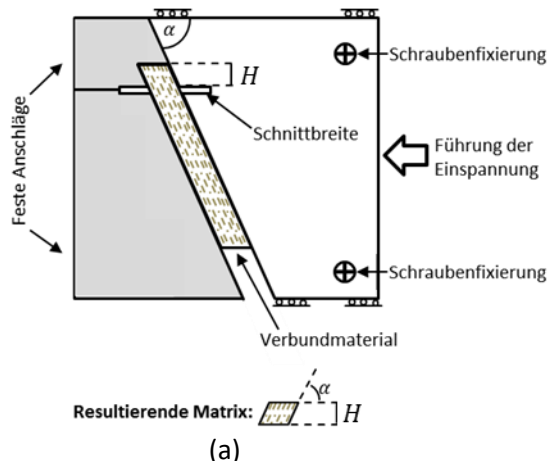


Abbildung 5.16 Trennfräsen der Matrizen aus dem stabförmigen Verbundmaterial. (a) Schematische Darstellung der Aufnahme des Verbundmaterials aus der Oberansicht. (b) Bildaufnahme des Versuchsaufbaus für den Trennvorgang in der Abzugskammer. In (1) wird der Abzugszugang gezeigt, in (2) die geführte PVC-Aufnahme für die Biegewelle mit der Trennscheibe, in (3) die Trennscheibe mit \varnothing von 38 mm, in (4) der DC-Motor und in (5) die horizontal liegende Aufnahme des Verbundmaterials mit Schraubenfixierungen, die mit (6) gekennzeichnet sind.

i) DIE STEUERUNG DES VERSUCHSAUFBAUS

Abbildung 5.17 stellt schematisch die Steuerung des Versuchsaufbaus dar. Analog zu 5.2.1 und 5.2.2 wird der Mikrokontroller ATXMega168 für die Automatisierung des Trennvorganges eingesetzt. Er steuert das Fräsgerät zum An- und Ablauf des Vorgangs und übermittelt die Drehrichtung und Soll-Drehgeschwindigkeit für das Vertikalfahren der Trennscheibe zum Motortreiber Escon Modul 50/5, bei welchem die Regelung vom DC-Motor vorprogrammiert ist. Anschläge der Vertikalbewegung der Biegewellen-Aufnahme werden über den Mikrokontroller durch zwei Lichtschranken ermittelt. Das Abzugssystem ist ebenfalls mit dem Mikrokontroller verbunden. Er steuert es und überwacht den Füllstand des Flüssigkeitsbehälters der Partikelfilterung des Abzugssystems.

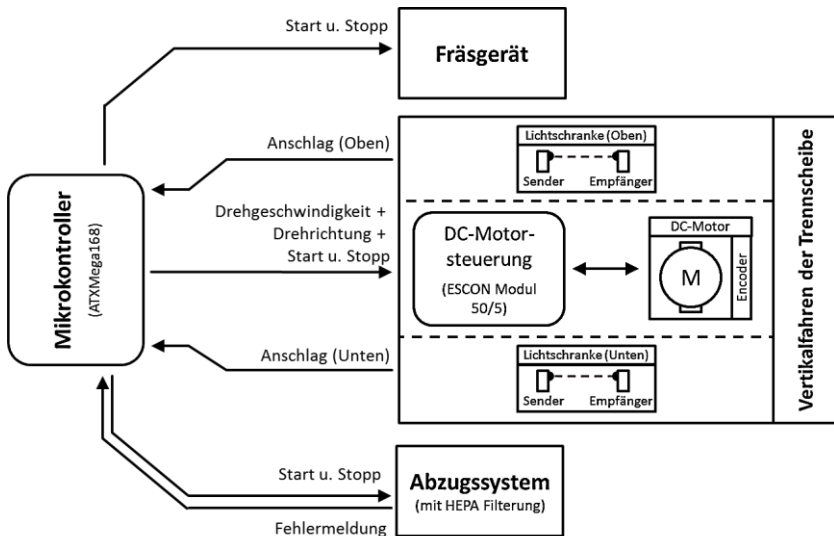


Abbildung 5.17 Darstellung der Aufbausteuerung zur Herstellung der Parallelogramm-Matrizen.

ii) KURZUNTERSUCHUNG DER ERGEBNISSE DES TRENNVORGANGS

Die Matrizen werden nach ihrer Geometrie optisch evaluiert. Abbildung 5.18 zeigt exemplarisch die REM-Aufnahmen einer Matrizze. Links ist die untersuchte Probe aus der Seiten- und Oberansicht dargestellt, rechts die Schnittkante aus der Seitenansicht. Die Höhenabweichungen der Oberfläche

betragen etwa $10\text{ }\mu\text{m}$. Die weiße Oberfläche auf den Seitenflächen der Matrizen stellt die Polymereinbettung dar. Der Anfangswinkel α von 45° mit der Basisbreite a von $2,5\text{ mm}$ wird erzielt. Die Schnittfläche zeigt einen sauberen Schnitt bei einer flächendeckenden Polymereinbettung.

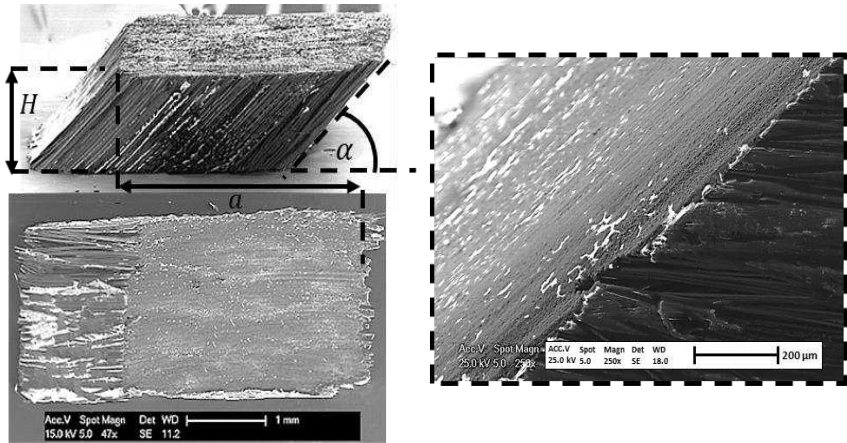


Abbildung 5.18 REM-Aufnahmen einer gefertigten Matrice mit der Höhe von $1,5\text{ mm}$ und dem Anfangswinkel von 45° . Links: REM-Aufnahme der Matrice aus der Seitenansicht (oben) und aus der Oberansicht (unten). Rechts: Vergrößerte REM-Aufnahme der Schnittfläche der Matrice aus der Seitenansicht.

Zur Untersuchung des Trennverfahrens mit dem entwickelten Aufbau werden Proben mit Matrizenhöhen H von $0,5$, 1 und $1,5\text{ mm}$ vorbereitet. Höhenmessungen von 20 repräsentativen Proben sind aufgenommen und in Abbildung 5.19 abgebildet. Dabei ergab sich eine Erhöhung in der Abweichung bei sinkender Länge, die auf die Einspannung im Trennvorgang zurückzuführen ist. Kürzere Proben werden von den auftretenden Reibkräften des Trennfräsens aus der Einspannung herausgedrückt. Die Höhenabweichungen der Proben sind dabei am geringsten bei der Matrizenhöhe von $1,5\text{ mm}$, die bei der analytischen Untersuchung von Vorkrümmungen der Fasern im Abschnitt 4.2.1 ausgewählt sind.

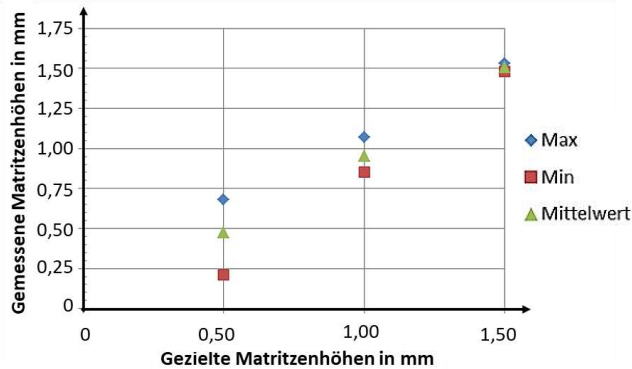


Abbildung 5.19 Messung der Matrizenhöhen. Auf der Horizontalachse sind die maximalen, minimalen und Mittelwerte der Höhenmessung der Matrizen und auf der X-Achse die drei Zielhöhen dargestellt.

Durch die entwickelten Versuchsaufbauten für den Prozessabschnitt ist es gelungen, die mechanischen Vorgänge zur Einbettung der Fasern und Gestaltung der Polymermatrix für mehrere Proben durchzuführen. Die daraus resultierenden Polymermatrizen werden zur Gestaltung des Reibkörpers aus Kohlenstofffasern in weiteren Prozessschritten bearbeitet.

5.3. VERBINDUNG DER FasERN IN DER MATRIX MIT DEM SUBSTRAT

Das Ziel des Herstellungsprozesses ist es, den Reibkörper aus Kohlenstofffasern in Arrayanordnung zu gestalten, die bei ihrer Biegung Kraft und Hub übertragen. Daher sind alle Fasern in der Matrix auf einem Substrat zu fixieren. Dafür wird die Einbettung einer Stirnfläche der Matrix partiell entfernt. Die frei stehenden Faserenden werden gegen einen Verbindungsklebstoff auf dem Substrat gedrückt. Bei der Aushärtung der Klebstoffschicht werden die Fasern mit der Anfangsneigung α von 45° auf dem Substrat fixiert.

Abbildung 5.20 stellt die Verbindung der Fasern mit dem Substrat in zwei Schritten dar. Abbildung 5.20 (a) zeigt die Matrix liegend auf der Rückenseite nach partieller Entfernung der Einbettung mit freien Faserenden dar. Abbildung 5.20 (b) stellt die Verbindung der freien Fasern an der Matrixoberseite mit dem Substrat durch den Verbindungsklebstoff dar.

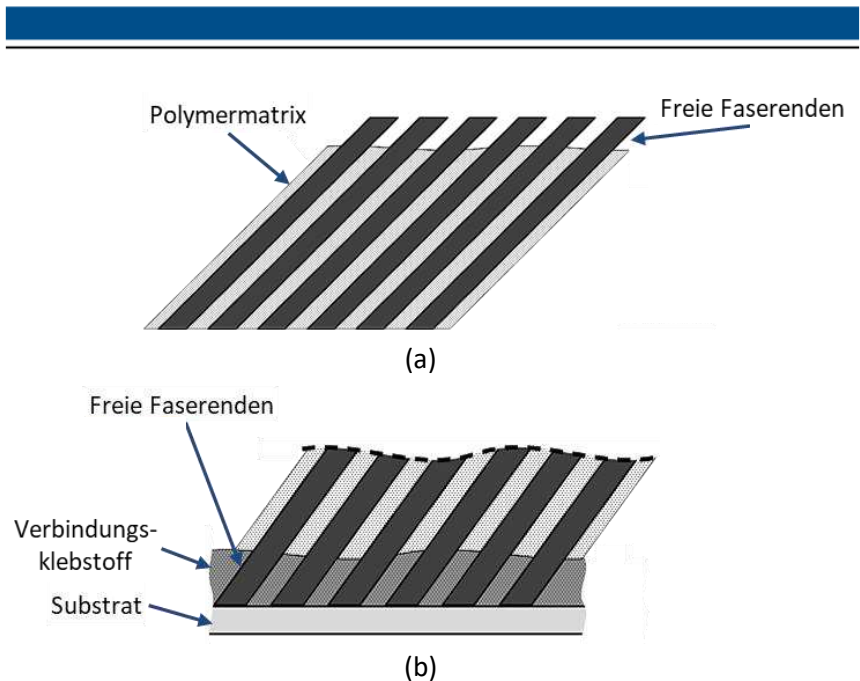


Abbildung 5.20 Schematische Darstellung der Verbindung Fasern/Substrat.
 (a) Darstellung der Matrix mit befreiten Faserenden.
 (b) Darstellung der Verbindung der Faserenden vom gedrehten Array mit dem Substrat.

Dieser Vorgang ist in den folgenden zwei Abschnitten vorgestellt: Partielle Entfernung der Polymermatrix und Verbindung der Fasern in der Matrix mit dem Substrat.

5.3.1. PARTIELLE ENTFERNUNG DER POLYMERMATRIX

Die partielle Entfernung der Polymermatrix erfolgt durch einen trockenchemischen Ätzvorgang, der so ausgelegt ist, dass er nicht schädlich für die Fasern ist. Das plasmaunterstützte selektive Ätzen wurde mit dem Downstream-Reaktor STP-2020 der Firma Roth & Rau Muegge GmbH, Reichelsheim – Deutschland, für die Ätztiefe von $60\ \mu\text{m}$ entwickelt. Bei diesem Ätzvorgang ist es möglich, mehrere Proben parallel zu bearbeiten.

Die Vorkammer des Reaktors, in die Ätzgase eingepumpt werden, ist mit einem Mikrowellen-Radikalgenerator ausgestattet. Die Energie der Mikrowellen wird direkt für die Anregung eines Niedrigtemperaturplasmas

eingesetzt. Die entstandenen freien Radikale werden in die Versuchskammer geleitet, in der sich die Matrizen-Proben befinden. Durch die Trennung zwischen Plasmaerzeugung und der Versuchskammer finden die rein chemischen Reaktionen direkt mit dem Polymer statt. Um den Angriff der freien Radikale auf die Stirnfläche der Matrix zu begrenzen, ist diese vorläufig auf einem Substrat fixiert und ihre Seiten mit einer Aluschicht bedeckt. Abbildung 5.21 (a) zeigt schematisch die geschützte Polymermatrix auf einem Trägersubstrat. Abbildung 5.21 (b) stellt den plasma-unterstützten Ätzvorgang am Downstream-Reaktor STP-2020 dar.

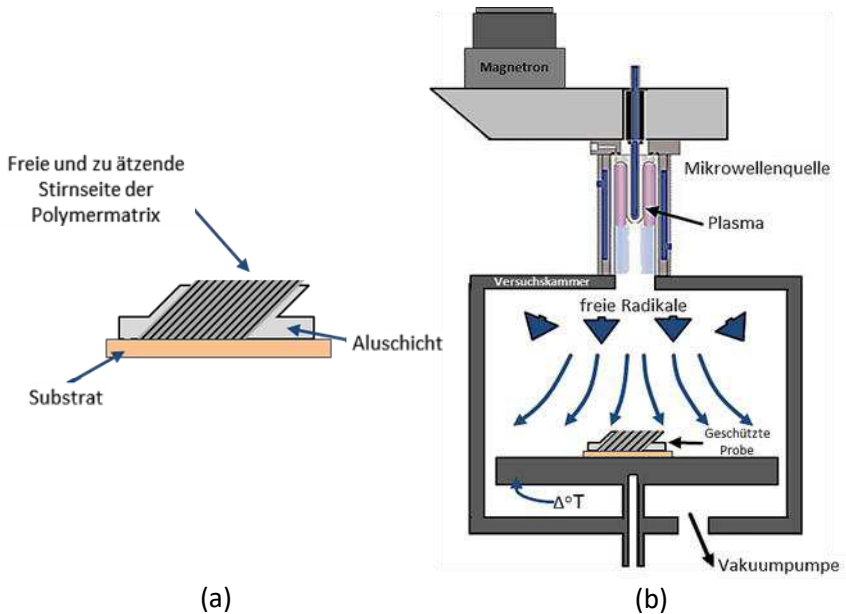


Abbildung 5.21 Darstellung des plasmaunterstützten Ätzvorgangs zur Entfernung der Polymermatrix. (a) Darstellung der geschützten Probe. (b) Darstellung des Ätzvorgangs im Downstream-Reaktor STP2020. Quelle: www.muegge.de.

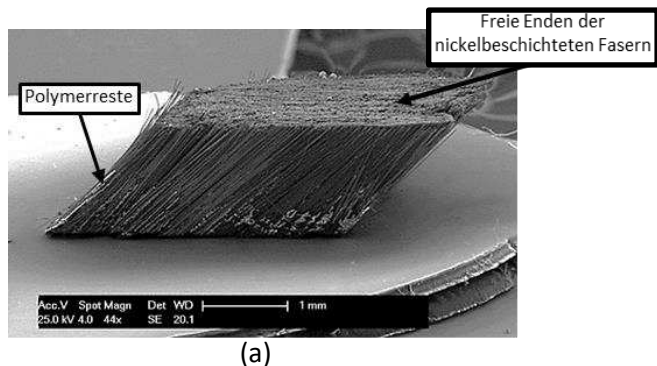
Der gesamte Ätzvorgang dauert ca. 45 Minuten und wird mit den Gasen O_2 , CF_4 und N_2 beim Mischungsverhältnis von 900/50/300 sccm bei $20^\circ C$ durchgeführt. Die Mikrowellenquelle und der Druck der Versuchskammer sind auf 2000 W und 450 mTorr geregelt. Tabelle 5.4 zeigt die Parameter und Zyklen des entwickelten Ätzvorgangs.

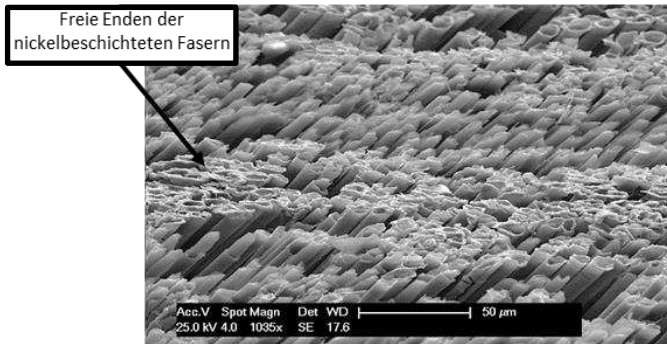
Tabelle 5.4 Parameter des zyklischen Ätzvorgangs zur Polymerentfernung bei der Befreiung der Faserenden

Anzahl der Zyklen	Vorgangs-zyklen	Gastypen	Gasfluss in sccm	Druck in mTorr	Leistung in W	Temperatur in °C	Zeit in Sekunden
30	Ätzen	O ₂ /CF ₄ /N ₂	900/50/300	450	2000	20	60
	Pause	--	--	--	--		30

Die Dauer der Zyklen ist auf 60 Sekunden eingestellt, um bei den chemischen Reaktionen mit dem Polymer das Entstehen von Plasma durch extreme Temperaturerhöhungen zu vermeiden. In einem solchem Fall werden ungleichmäßige und unvorhersehbare Änderungen in der Ätzrate verursacht. Die Ätzzeit wird experimentell ermittelt, indem die Zeit bis zum Erscheinen von Glimmern beim entstehenden Plasma, nach Friedrich [70], optisch registriert wird. Eine Pause von 30 Sekunden folgt jedem Ätzvorgang zur Energiedissipation. Somit wird eine Ätzrate von 2 $\mu\text{m}/\text{Minute}$ erreicht. Der Ätzzyklus wird 30 Mal wiederholt, um die gewünschte Ätztiefe von 60 μm zu erreichen.

Abbildung 5.22 stellt REM-Aufnahmen einer Matrix nach Befreiung der Faserenden dar. Abbildung 5.22 (a) zeigt die REM-Aufnahme der Matrix aus der Seitenansicht. Die bearbeitete Fläche liegt dabei an der Oberseite. Obwohl die Polymermatrix an ihre Seiten vom Ätzvorgang leicht angegriffen wird, werden keine freigesetzten Fasern registriert. Abbildung 5.22 (b) zeigt eine vergrößerte REM-Aufnahme der unbeschädigten freien Faserenden. Dabei sind keine Polymerreste vorhanden.

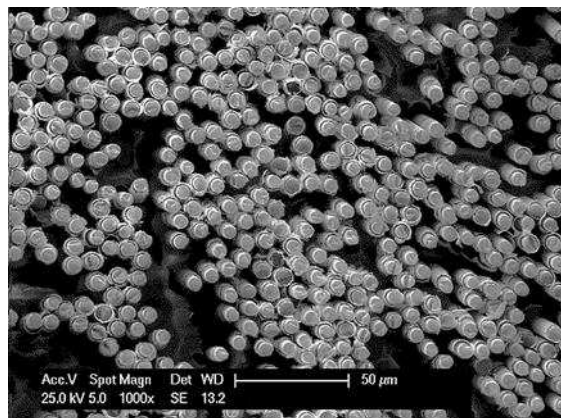




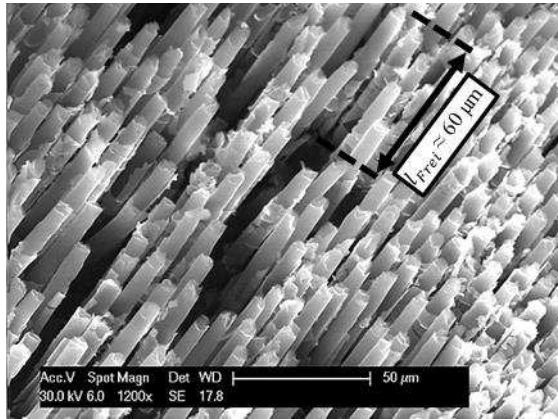
(b)

Abbildung 5.22 REM-Aufnahmen einer Matrix nach dem Ätzzvorgang. (a) Seitenansicht der Matrix. Die Stirnseite wird mit dem Ätzzvorgang behandelt. (b) Vergrößerte Seitenansicht der befreiten Faserenden.

In Abbildung 5.23 wird die Faserverteilung in der Matrix und die Länge der Faserenden vorgestellt. Abbildung 5.23 (a) zeigt die REM-Aufnahme der befreiten Fasern aus der Draufsicht. Der dunklere Hintergrund stellt die tiefgeätzte Polymereinbettung dar. Die Abstände zwischen Fasern betragen bis zu etwa $30\text{ }\mu\text{m}$. Abbildung 5.23 (b) zeigt die freien und parallel zueinander gestellten Faserenden mit einer Länge von etwa $60\text{ }\mu\text{m}$. Die freien Faserenden der Matrix sind somit für ihre Fixierung auf dem Substrat durch die Klebeschicht vorbereitet.



(a)



(b)

Abbildung 5.23 REM-Aufnahmen der befreiten Faserenden. (a) Draufsicht der freien Faserenden in der Matrix. (b) Seitenansicht der freien Faserenden in der Matrix. Ihre Länge beträgt etwa $60\text{ }\mu\text{m}$.

5.3.2. VERBINDUNG DER FasERN IN DER MATRIX MIT DEM SUBSTRAT

Die $60\text{ }\mu\text{m}$ freien Faserenden werden mittels eines Verbindungsklebstoffs mit dem Substrat verbunden. Dafür wird eine Schicht des Verbindungsklebstoffs auf das Substrat aufgetragen. Darauf folgend wird die Matrixfläche mit den freien Faserenden auf die Klebeschicht gestellt und während der Klebstoffaushärtung angeedrückt. Die Verbindung der Proben wurde optisch untersucht und anschließend durch Scherversuche evaluiert.

In diesem Abschnitt wird auf die Auswahl des Verbindungsklebstoffs eingegangen. Anschließend werden die verwendeten Methoden und entwickelten Aufbauten zum Auftragen des Verbindungsklebstoffs mit definierter Schichthöhe und zum senkrechten Andrücken der Matrizen während des Aushärtevorgangs des Klebstoffs vorgestellt.

Im Anschluss folgt die Untersuchung der Verbindungen zwischen den Fasern mit dem Edelstahlsubstrat. Dabei werden die Ergebnisse des Klebevorgangs optisch durch die Form der ausgehärteten Klebeschicht mit der verbundenen Matrix und messtechnisch durch die Untersuchung der Verbindungskräfte zwischen Matrix und Substrat evaluiert. Für letzteres wurden 20 Proben untersucht.

i) DER VERBINDUNGSKLEBSTOFF UND DAS SUBSTRAT

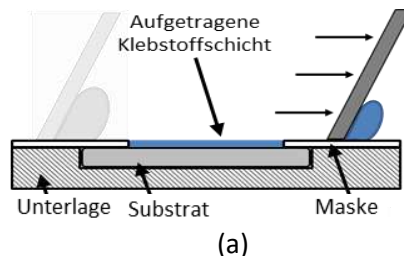
Die Klebeschicht, die die Verbindung Fasern/Substrat bildet, soll Beständigkeit zum einen gegen Lösungsmittel bei der Entfernung des Einbettungsklebstoffs und zum anderen gegen Säurelösungen bei der Entfernung der Nickelbeschichtung aufweisen. Die Klebstoffauswahl ist analog zum Abschnitt 5.2.2.i) auf chemisch reagierende Klebstoffe und nach dem Kriterium der Beständigkeit gegen Chemikalien auf Epoxidharzklebstoffe der Polyadditionsklebstoffe begrenzt. Auch hier sind Einkomponenten-Klebstoffsysteme bevorzugt. Anhand experimenteller Untersuchungen wird der Klebstoff ES5691 der Firma Permabond Engineering Adhesives Ltd., Hampshire – UK, für den Prozess ausgewählt. Der 1K-Epoxidharzklebstoff härtet in 5 Minuten mit einer Wärmeinduktion von 150 °C aus.

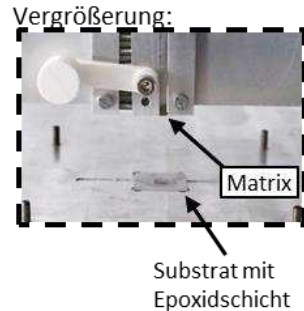
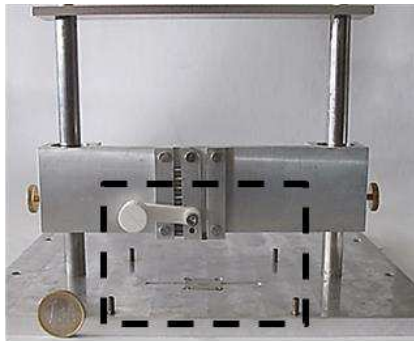
Das Substrat mit einer Fläche von 20 x 20 mm² und Dicke von 0,5 mm wird aus einem Edelstahlblatt mit der Dicke von 0,5 mm ausgelasert. Edelstahl wird aufgrund der Lösungsmittel- und Säurebeständigkeit ausgewählt.

ii) AUFTRAGEN DES VERBINDUNGSKLEBSTOFFS AUF DAS SUBSTRAT

Der Epoxidharzklebstoff wird durch ein Rakelverfahren auf das Substrat aufgetragen. Hierfür wurde eine Vorrichtung entwickelt. Das Substrat wird auf die Aluminiumunterlage in einen formpassenden Abdruck mit der Tiefe von 0,5 mm gesetzt. Die Dicke und Form der aufzutragenden Epoxidschicht wird definiert durch die 50 µm dicke Edelstahlmaske, die über eine rechteckig ausgelaserte Öffnung von 20x20 mm² verfügt. Die Maske wird durch vier Stifte auf dem Substrat geführt. Anhand der manuellen Greifzange, die senkrecht geführt ist, wird die Matrix mittig auf die Epoxidschicht gelegt.

Abbildung 5.24 (a) zeigt schematisch das Rakelverfahren zum Auftragen der Epoxidschicht auf das Substrat. Abbildung 5.24 (b) stellt die Bildaufnahme der Vorrichtung dar. Die Greifzange setzt die Matrix auf die Epoxidschicht.





(b)

Abbildung 5.24 Epoxidschichtauftrag auf das Substrat. (a) Darstellung des Rakelverfahrens. (b) Aufbau zum Auftragen der Epoxidschicht und zur Positionierung der Matrix auf der Epoxidschicht.

Durch die Vorrichtung können manuelle Fehler beim Auftragen der Epoxidschicht auf dem Substrat vermieden werden. Dabei wird durch die definierte Klebstoffschichtdicke verhindert, dass sich bei der Aushärtung Klebstoffüberschüsse an den Seitenwänden der Matrix ausbreiten. Durch den geführten Positioniermechanismus werden Fehlstellungen sowie Umstürze der Proben aufgrund der manuellen Positionierung der Proben vermieden.

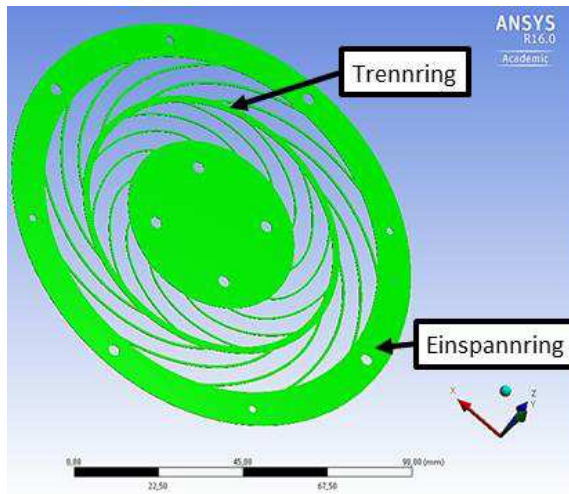
Zudem ist dank der mechanischen Unterstützung der Vorrichtung beim Anbringen der Matrizen auf der Klebeschicht gesichert, dass diese auf der Klebeschicht nicht gedreht oder verschoben werden. Tritt einer der beide Fälle ein, führt dies zur Überdeckung von Seitenflächen der Proben mit einer Klebeschicht. Im ausgehärteten Zustand bilden sie einen harten Körper in gleicher Höhe wie die Matrize, der die Funktion des elastischen Reibkörpers in Wimpernantrieben behindert.

iii) FÜHRUNG DER ANPRESSKRAFT BEI DER VERBINDUNG DER FASERN MIT DEM SUBSTRAT

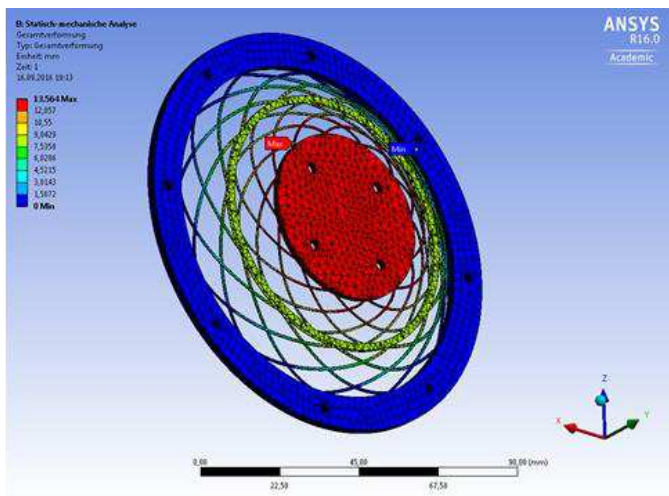
Die Epoxidschicht wird 5 Minuten lang bei 150 °C auf einer Induktionsplatte ausgehärtet. Dabei wird die Matrix gegen das Substrat gedrückt. Die Matrix wird von einer Masse angedrückt, die von der elastischen Vertikalführung aus der entwickelten mechanischen Vorrichtung aus zwei Anordnungen entgegengestellter Sonnenradblattfedern geführt wird. Die in die Epoxidschicht eindringenden Faserenden sind nach Aushärtung des Klebstoffs

auf dem Substrat fixiert und die Ausgangsneigung der Fasern im Array ist gesichert.

Das CAD-Modell der Sonnenradblattfeder ist in Abbildung 5.25 (a) vorgestellt. Die Blattfedern sind aus einem 0,3 mm dicken Edelstahlblatt ausgelasert. Die Durchmesser des Einspannrings der Blattfeder betragen außen 120 mm und innen 100 mm. Die Gewichtsführung in Achsenrichtung der Blattfeder erfolgt durch die mittige Kreisfläche. Die Verdrehung der Kreisfläche wird durch die entgegengesetzte Richtung der äußeren zu den inneren bogenförmigen Federelementen vermieden. Diese sind vom 2 mm breiten Trennring mit dem Radius von 37,5 mm getrennt. Abbildung 5.25 (b) stellt die FEM-Simulation eines Federnsets aus zwei entgegengesetzten Blattfedern dar, die mit der Software Ansys der Firma ANSYS Inc., Pennsylvania – USA, durchgeführt wird. Die Blattfedern liegen durch einen Abstandshaltering 0,5 mm auseinander. Die Simulation ist für große Biegungen konfiguriert. Die Krafteinleitung wird dabei mit der mittigen Kreisfläche durchgeführt. Ein Federnset weist lineare Auslenkung bis 13,56 mm bei 3,5 N auf.



(a)



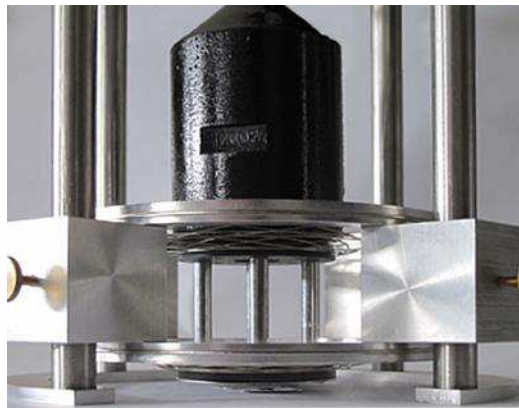
(b)

Abbildung 5.25 (a) CAD-Modell der Sonnenradblattfeder. (b) Darstellung der FEM-Simulation für den statisch-mechanischen Fall eines belasteten Federnsets von zwei entgegengesetzten Sonnenradblattfedern.

Abbildung 5.26 (a) stellt den Aufbau der geführten Krafteinleitung in einer Bildaufnahme vor. Die zwei miteinander verbundenen Federanordnungen weisen einen Abstand von 32 mm auf. Abbildung 5.26 (b) zeigt in der Bildaufnahme das Anpressen der Matrix mit der Kraftführung. Zum Andrücken der 1,5 mm hohen Matrizen auf dem 0,5 mm dicken Substrat ist die Kraftführung bis 11,5 mm vor der Unterlage durch vier Linearführungen positioniert und anschließend durch Schrauben fixiert. Dabei wird die Gewichtskraft einer 1000 g schweren Masse geführt. Die Anpresskraft an der Matrix beträgt etwa 5 N. An die Anpressfläche des Aufbaus wird zum Ausgleich von Oberflächenabweichungen eine etwa 300 μm dicke Weichschicht aus Polyethylen aufgetragen.



(a)



(b)

Abbildung 5.26 (a) Bildaufnahme des Versuchsaufbaus im unbelasteten Zustand.
(b) Frontale Bildaufnahme des Aufbaus mit einer 1000 g schweren Masse als Kraftquelle.

Die Parallelität zwischen Anpressfläche und Unterlage ist mit zwei Neigungssensoren SCA100T-D02 der Firma Murata Manufacturing Co., Ltd., Tokyo – Japan, messtechnisch überprüft. Der MEMs-basierte Neigungssensor misst zwei Achsen mit einer Genauigkeit von $0,001^\circ$ je Achse. Ein Sensor ist auf der Konstruktionsunterlage und ein weiterer auf der anpressenden Fläche fixiert. Die maximale Abweichung beider Achsen bei der Federauslenkung betrug Größen $\leq 0,23^\circ$. Die Höhenabweichung der Anpressfläche mit einem

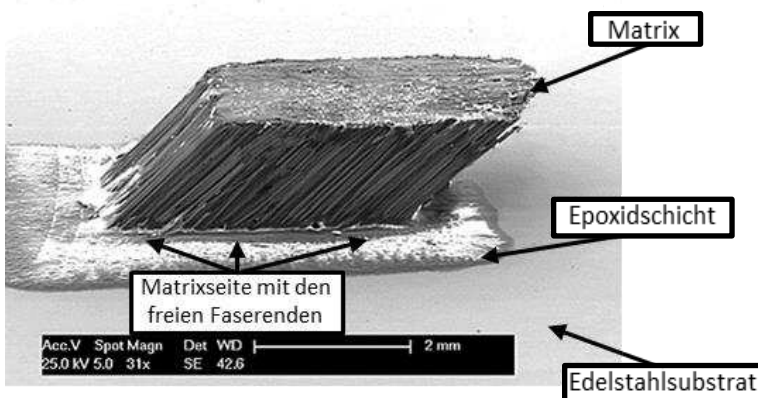
Radius von 20 mm beträgt $180\text{ }\mu\text{m}$, die durch die Weichschicht ausgeglichen wird.

iv) UNTERSUCHUNG DER VERBINDUNG DER FASERN IN DER MATRIX MIT DEM SUBSTRAT

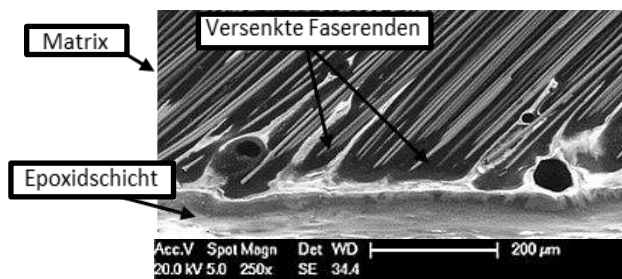
Die Epoxidschicht wird anhand der Laborheizplatte SD160 der Firma Bibby Scientific Ltd., Staffordshire – UK, ausgehärtet. Die Grenzstelle zwischen Matrix und Klebeschicht wird optisch nach Verzerrungen oder Häufungen von Klebstoff überprüft. Die Verbindungskräfte werden anschließend durch Scherversuche evaluiert.

Abbildung 5.27 zeigt zwei REM-Aufnahmen einer repräsentativen Parallelogramm-Matrix, die durch die ausgehärtete Epoxidschicht mit dem Substrat verbunden ist. Abbildung 5.27 (a) zeigt die auf dem Substrat aufgetragene Epoxidschicht, mit rechteckiger Form, die die Parallelogramm-Matrix mit dem Edelstahlsubstrat verbindet.

Abbildung 5.27 (b) ist eine Vergrößerungsaufnahme der Grenzschicht der gleichen Probe. Die Faserenden sind vom Epoxidharzkleber abgedeckt. Zeichen von Verdrehung oder Verschiebung der Matrix und somit von Verzerrung oder Ansammlung des Klebstoffs sind vernachlässigbar.



(a)



(b)

Abbildung 5.27 REM-Aufnahme der Verbindung Matrix/Substrat. (a) Matrix verbunden mit dem Substrat durch die rechteckige Epoxidschicht. (b) Vergrößerung der Grenzstelle Matrixseite/ Epoxidschicht.

Zur Überprüfung der Klebeverbindung wurden 25 Proben durch Scherversuche mit dem Pull & Shear Microtester 22 der Firma Dage Deutschland GmbH, Feldkirchen – Deutschland, evaluiert. Bei der Herstellung der Klebeverbindungen wird der Epoxidharz-Klebstoff vor dem Auftragen auf dem Substrat 5 Minuten lang Raumtemperatur ausgesetzt.

Darüber hinaus werden die Edelstahlsubstrate anhand des Downstream-Reaktors STP-2020 der Firma Roth & Rau Muegge GmbH bei dem Mischverhältnis der Gase $O_2/CF_4/N_2$ von 1200/70/70 sccm bei der Temperatur von 60 °C über 120 Minuten zur Bereinigung organischer Schmutzschichten vorbehandelt. Die Mikrowellenquelle und der Druck der Versuchskammer sind dabei auf 1200 W und 450 mTorr eingestellt.

Die Vorversuche zur Aushärtung der Epoxidschicht ergeben, dass bei Anpresskräften kleiner als 0,7 N vernachlässigbare Verbindungskräfte auftreten. Bei Anpresskräften ≥ 7 N wird die Parallelogramm-Matrize bei der Aushärtung plastisch verformt. Außerdem weisen solche Proben nach Entfernung der Polymermatrix und der Faserbeschichtung große Verzerrungen der Konfiguration des Faserarrays auf. Dies ist auf die Verbiegung der Fasersegmente zurückzuführen, die in die auszuhärtende Epoxidschicht gesenkt ist. Demzufolge wird der Bereich der Anpresskraft zwischen 1 und 5 N festgelegt.

Abbildung 5.28 (a) stellt die Bildaufnahme des Pull & Shear Microtesters 22 dar. Die Probe ist auf einer Aluminiumaufnahme befestigt. Abbildung 5.28 (b) zeigt aus der Seitenansicht den Messkopf und die zu untersuchende Probe. Der Messkopf bewegt sich vertikal nach oben und schert dabei die Matrix bis

die Verbindung zerstört wird. Dabei wird die Lösekraft in Masseneinheiten registriert. Die Obergrenze des Messkopfs beträgt 20 kg. Abbildung 5.28 (c) stellt die Maximal-, Minimal- und Mittelwerte der Anpresskraft auf die Parallelogramm-Matrizen beim Aushärtetvorgang gegen die gemessene Lösekraft der Scherversuche dar. Dabei wurden fünf Proben/Anpresskraft bei etwa 1, 2, 3, 4 und 5 N untersucht. Die Tendenzkurve der Mittelwerte weist einen maximalen Wert der Scherkräfte bei etwa 4 kg bei Proben auf, die mit einer Anpresskraft von etwa 5 N angedrückt wurden. Diese Anpresskraft wurde dann für die Klebeverbindung festgelegt.

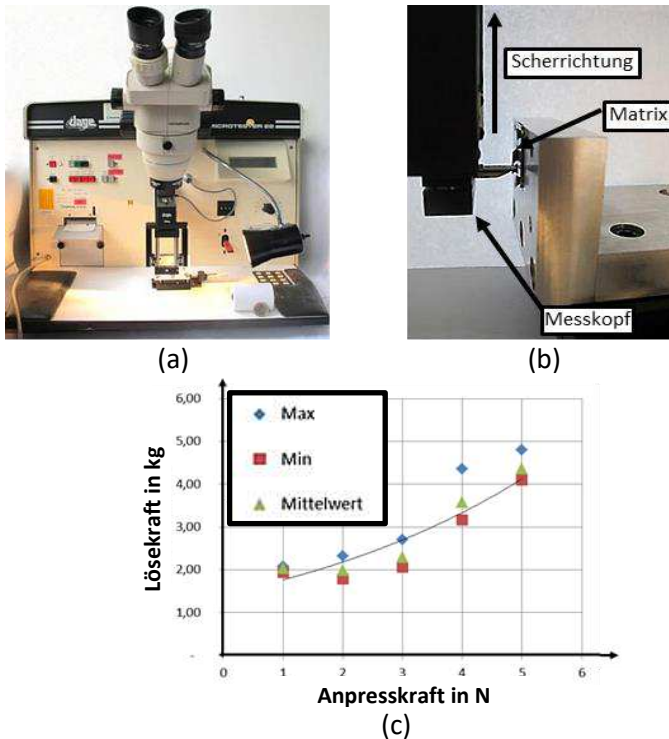


Abbildung 5.28 Untersuchung der Klebeverbindung der Fasern in der Parallelogramm-Matrix mit dem Substrat. (a) Bildaufnahme des Pull & Shear Microtesters 22 aus der Frontalansicht. (b) Bildaufnahme aus der Seitenansicht des Messkopfs beim Scherversuch. (c) Auswertung der Maximal-, Minimal und Mittelwerte von Anpresskraft gegen Lösekraft.

Die Verbindung der Fasern in der Parallelogramm-Matrix mit dem Substrat wurde hiermit qualitativ überprüft. Denn bei den Untersuchungen wirkt die Verbindung zwischen Epoxidschicht und Einbettungsklebstoff der Matrix mit.

Mit den verschiedenen Schritten zur Gestaltung der Verbindung der Fasern mit dem Substrat wird erreicht, dass die Klebeschicht eine homogene Höhe an der Verbindungsfläche hat. Die entfernte Polymermatrix dient dabei als physikalische Barriere gegen Kapillareffekte an der Verbindung zwischen Fasern und Epoxidschicht. Das Volumen des Epoxidharzklebstoffs, das von den Faserenden in der Epoxidschicht besetzt ist, wird dabei vor der Aushärtung aus der Verbindungsfläche gedrückt. Somit kann von einer homogenen Verteilung der Verbindungskräfte in der Querschnittsfläche der Matrix ausgegangen werden.

Im Abschnitt 5.5 wird neben der Biegsamkeit der losen Fasern die Integrität ihrer Verbindung mit dem Substrat erstmalig untersucht. Mit der Entfernung der Polymereinbettung und der Nickelbeschichtung der Fasern ist die Herstellung der Faserarrays abgeschlossen.

5.4. CHEMISCHE BEHANDLUNG DER MATRIZEN ZUR FERTIGUNG DER FASERARRAYS

In diesem abschließenden Prozessabschnitt wird die nasschemische Entfernung der Polymermatrix und der Nickelbeschichtung der Fasern vorgestellt. Bei den zwei nacheinander durchgeführten chemischen Vorgängen wurde auf Selektivität geachtet, so dass die Fasern, die Epoxidschicht und das Substrat des Faserarrays unbeschädigt bleiben.

5.4.1. ENTFERNUNG DER POLYMERMATRIX

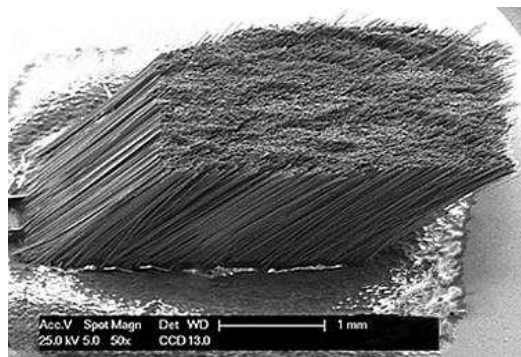
Die Entfernung der Polymermatrix erfolgt mit dem vom Hersteller des Cyanacrylat-klebstoffs angegebenen organischen Lösungsmittel Aceton im Ultraschallbad. Um dabei Selektivität zu gewährleisten, wurden die Epoxidschicht und die Polymermatrix nach den sechs Zuständen der normalen Polymerauflösung nach Miller-Chou et al. [71] untersucht: 1. pures Polymer, 2. Infiltration, 3. fest und geschwollen, 4. Gel, 5. flüssig und 6. pures Lösungsmittel. Der erste Zustand entspricht dem nicht-beeinträchtigten Polymer und der zweite dem Polymer mit ersten Angriffszeichen des Lösungsmittels. Dabei bildet sich eine weiche gelartige Schicht an der Oberfläche.

Tabelle 5.5 stellt die untersuchten Vorgangsparameter vor. Die Epoxidschicht weist nach etwa 7 Minuten den 2. Zustand der Polymerauflösung auf. Obwohl die Außenschichten der Matrix schnell aufgelöst werden, bleiben Reste nach dieser Zeit, die den 3. und 4. Zustand aufweisen. Aus diesem Grund ist die Auflösung des Polymers in zwei Zyklen aufgeteilt. Dabei wird die Epoxidschicht bei jedem Zyklusende erneut ausgehärtet. Der Vorgang mit dem Lösungsmittel ist für die nickelbeschichteten Kohlenstofffasern unschädlich.

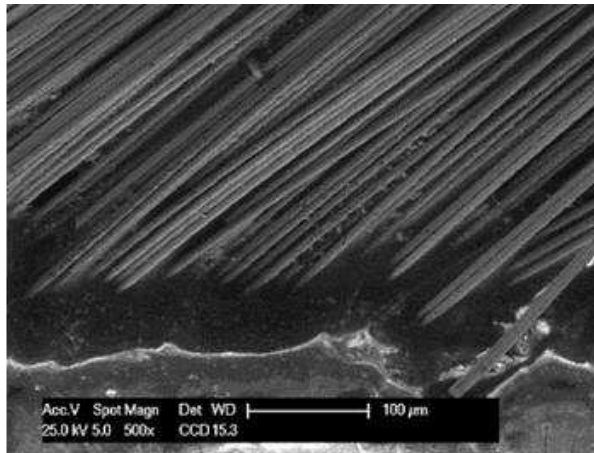
Tabelle 5.5 Parameter des zyklischen Vorgangs zur Entfernung der Polymermatrix

Anzahl der Zyklen	Vorgangsphasen	Zeit in Sekunden	Mittel	Temperatur in °C
2	Entfernung der Polymermatrix	300	Aceton in Ultraschallbad	Raumtemperatur
	Abspülen des Lösungsmittels	60	Isopropanol in Ultraschallbad	Raumtemperatur
	Abdampfen vom Isopropanol	60	Luft	Raumtemperatur
	Aushärtung der Epoxidschicht	300	Laborheizplatte	150

Abbildung 5.29 (a) stellt die REM-Aufnahme einer Probe aus der Seitenansicht dar, die mit dem nasschemischen Vorgang behandelt wurde. Die vernickelten Fasern sind in deren Anordnung frei von der Polymereinbettung. Die Verbindung mit dem Substrat durch die Epoxidschicht bleibt bestehen. Abbildung 5.29 (b) stellt die vergrößerte REM-Aufnahme der gleichen Probe dar. Die in die Epoxidschicht eindringenden Fasern bleiben fixiert.



(a)



(b)

Abbildung 5.29 (a) REM-Aufnahmen aus der Seitenansicht einer Probe, die von der Polymermatrix befreit wurde. (b) Vergrößerte REM-Aufnahme der Verbindungsstelle der Fasern mit dem Polymer.

Abbildung 5.30 stellt die REM-Aufnahme der Stirnfläche der Matrix nach dem Vorgang dar. Dabei sind die beschichteten Fasern frei von der Polymermatrix.

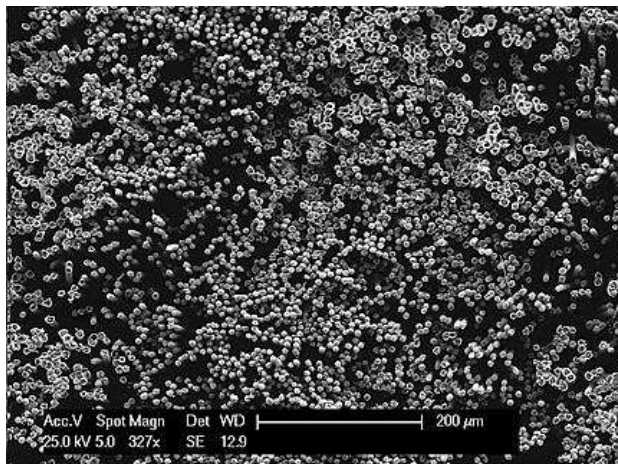


Abbildung 5.30 REM-Aufnahme der Stirnfläche vom Array vernickelter Kohlenstofffasern, ohne Polymermatrix.

5.4.2. ENTFERNUNG DER NICKELBESCHICHTUNG

Die Entfernung der Nickelbeschichtung wird mit der Säurelösung HNO_3 mit der Konzentration von 68% im Ultraschallbad 90 Sekunden lang durchgeführt. Tabelle 5.6 gibt einen Überblick der Vorgangsparameter. Nach der Nickelentfernung wird die Säurelösung mit Wasser abgespült. Die Epoxidschicht weist eine hohe Beständigkeit gegen HNO_3 auf. Die Fasern und das Substrat sind in der Aussetzzeit nicht angegriffen.

Tabelle 5.6 Parameter des Vorgangs zur Entfernung der Nickelbeschichtung von den Fasern

Schritte-anzahl	Vorgangsfasen	Zeit in Sekunden	Mitteln	Temperatur in °C
1	Entfernung der Nickelbeschichtung	90	HNO_3 in Ultraschallbad	Raumtemperatur
2	Abwaschen der Säure	>60	Wasser in Ultraschallbad	Raumtemperatur

Nach dem Abtrocknen des Wassers bei Raumtemperatur bis zu 15 Minuten lang ist der Gesamtprozess der Herstellung der Faserarrays für den Reibkörper von Wimperrantrieben abgeschlossen. Abbildung 5.31 zeigt das fertige Array von Kohlenstofffasern, die durch die Epoxidschicht mit dem Substrat verbunden sind. Dabei bestehen geringfügige Längenabweichungen der Fasern, die auf minimale Abweichungen der Parallelität in der Einbettung zurückzuführen sind.

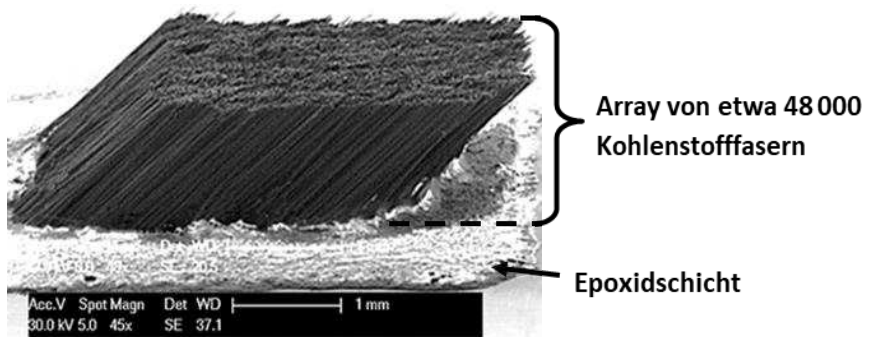
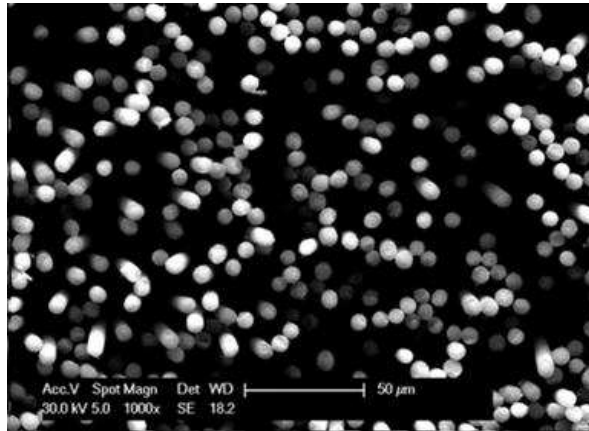
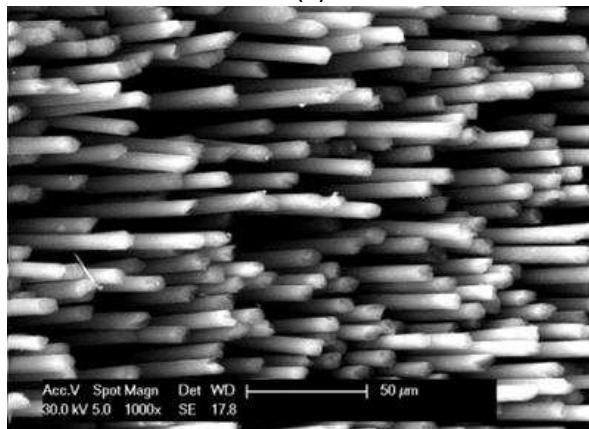


Abbildung 5.31 REM-Aufnahme aus der Seitenansicht des fertigen Arrays aus 48000 Kohlenstofffasern. Die Höhe des Arrays beträgt 1,5 mm

Abbildung 5.32 zeigt in REM-Aufnahmen die Faserenden im Array aus der Oberansicht (a) und aus der Seitenansicht (b). Die Abstände unter Fasern variieren zwischen 2 und 30 μm .



(a)



(b)

Abbildung 5.32 (a) REM-Aufnahme aus der Oberansicht der freien Enden der Kohlenstofffasern des Arrays nach der Entfernung der Polymermatrix und der Nickelbeschichtung. (b) REM-Aufnahme aus der Seitenansicht der Spitzen der freien Kohlenstofffasern des Arrays.

Mit der erfolgreichen und selektiven Entfernung der Nickelbeschichtung ist für Abstände zwischen den Fasern im Array gesorgt. Die freie Biegsamkeit der mit dem Edelstahlsubstrat verbundenen Kohlenstofffasern ist somit gesichert. Diese wurde mit der Voruntersuchung validiert, die im folgenden Abschnitt vorgestellt ist.

Durch die mehrfache Aneinanderreihung der Kohlenstofffaser-Arrays lässt sich der Reibkörper bilden. Außerdem tritt elektrischer Kontakt zwischen den Fasern und dem Substrat auf, der bezüglich sensorischer Eigenschaften des Reibkörpers in weiteren Forschungsarbeiten untersucht werden kann.

5.5. ERSTUNTERSUCHUNG DER BIEGSAMKEIT DER FASERN IN DEN ARRAYS

Eine qualitative Erstuntersuchung der Arrays wurde durchgeführt, um sowohl die Verbindung zwischen den freien Fasern und dem Substrat als auch die freie Faserbiegung im Array zu überprüfen. Die Untersuchung der Arrays erfolgt zuerst in optischer Form, indem die Faserenden in der Epoxidschicht bei einem durchgeschnittenen Array betrachtet werden. Anschließend wird die Verbindung Fasern/Substrat unter senkrechter Belastung der Fasern überprüft.

Letztendlich wird die messtechnische Charakterisierung der Arrays in der Paarung mit Kontaktflächen in Kapitel 6 für den Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus und in Kapitel 7 für den parallelen Betriebsmodus vorgestellt. Dabei wird bei der Untersuchung der Kraftübertragung der Arrays die Verbindung zwischen den Kohlenstofffasern und dem Substrat evaluiert.

Als erstes wurde die Verbindung Fasern/Substrat anhand von REM-Aufnahmen untersucht. Dafür wurde das Array durchgesägt, das in Abbildung 5.33 gezeigt ist. Durch den Einblick in der Mitte des Arrays lässt sich die Verbindung über Vergrößerungsaufnahmen der Abbildung verifizieren.

Die Vergrößerungsaufnahmen von Abbildung 5.33 zeigen, dass die Fasern mit der gewünschten Tiefe von etwa 50 bis 60 μm in die ausgehärtete Epoxidschicht bis zum Edelstahlsubstrat eindringen. Daher ist die Fixierung der Fasern auf dem Substrat durch die Epoxidschicht gesichert. Die Epoxidschicht weist an mehreren Stellen in den Vergrößerungsaufnahmen einen schlechteren Kontrast auf aufgrund von Aufladungseffekten an der Oberfläche, da die Epoxidschicht nicht leitfähig ist und diese in der Proben-

kammer vom Rasterelektronenmikroskop dauernd bestrahlt wird. Im Gegensatz dazu wird die Ladungszufuhr des Elektronenstrahls im Mikroskop an den leitfähigen Kohlenstoff-fasern durch ihren Kontakt mit dem Edelstahlsubstrat über den Probenhalter abgeleitet.

In den Vergrößerungsaufnahmen sind noch Polymerreste bis zu einer Faserhöhe von etwa $100\text{ }\mu\text{m}$ zu sehen. Sie sind jedoch so minimal, dass weder die Biegsamkeit der Fasern noch ihre Fixierung auf dem Substrat beeinträchtigt ist.

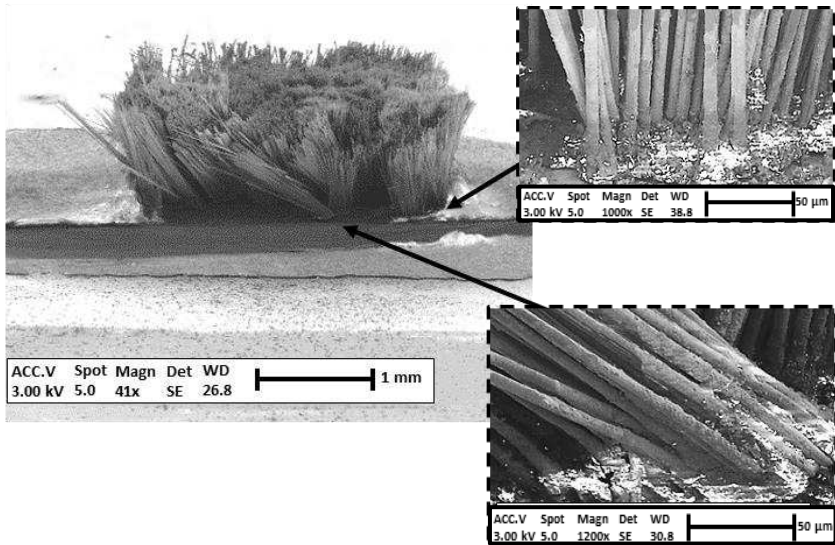


Abbildung 5.33 REM-Aufnahme des durchgesägten Arrays zur Untersuchung der Verbindung Fasern/Substrat.

Des Weiteren wurde die freie Beweglichkeit der Fasern untersucht. Faserarrays wurden dafür mit einer Aluminiumplatte als Anpressfläche angedrückt. Die Anpressfläche wurde manuell von einem Positioniersystem senkrecht zum Edelstahlsubstrat geführt gefahren. Das Positioniersystem ist der Schiebetisch MT60-15-X-MS der Firma OWIS GmbH, Staufen im Breisgau – Deutschland, mit einer zentralen Messschraube für Stellwege bis 15 mm mit einer Auflösung von $5\text{ }\mu\text{m}/\text{Drehung}$. Die Fasern wurden soweit angedrückt, bis sie komplett durchgebogen wurden. Abbildung 5.34 zeigt eine

schematische Darstellung des Versuchs in (a) und eine Bildaufnahme des Positioniersystems mit der Anpressfläche aus Aluminium in (b). Unter der Anpressfläche befindet sich die zu untersuchende Probe.

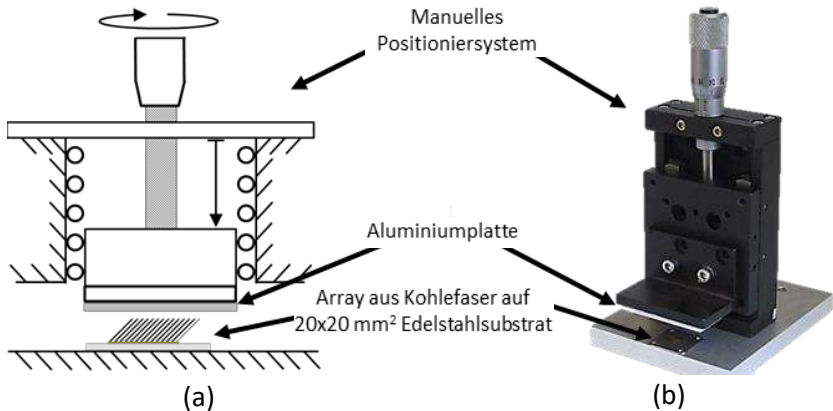
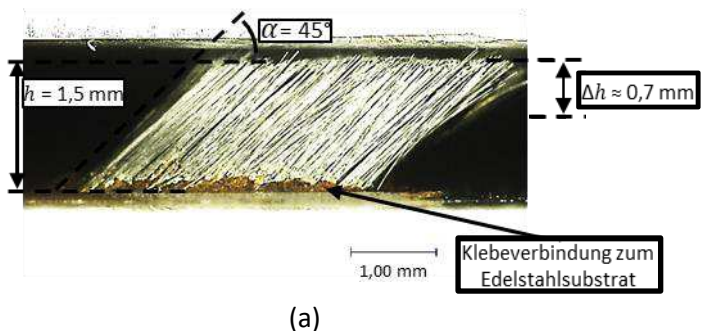


Abbildung 5.34 (a) Schematische Darstellung des Erstversuchs zur Biegung der Fasern im Array. Durch die am Mikropositioniersystem fixierte Aluminiumplatte werden die Fasern manuell angedrückt. (b) Bildaufnahme des Mikropositioniersystems und des Faserarrays.

Abbildung 5.35 stellt die Mikroskopaufnahme des 1,5 mm hohen Arrays aus etwa 48000 Kohlenstofffasern und die Anpressfläche aus der Seitenansicht dar. Die Neigung der Fasern beträgt 45° . In Abbildung 5.35 (a) sind die Fasern in der Ausgangslage unbelastet. In Abbildung 5.35 (b) sind die Fasern angedrückt. Der dabei von der Anpressfläche zurückgelegte Weg beträgt etwa 0,7 mm, was etwa der Hälfte der Arrayhöhe entspricht.



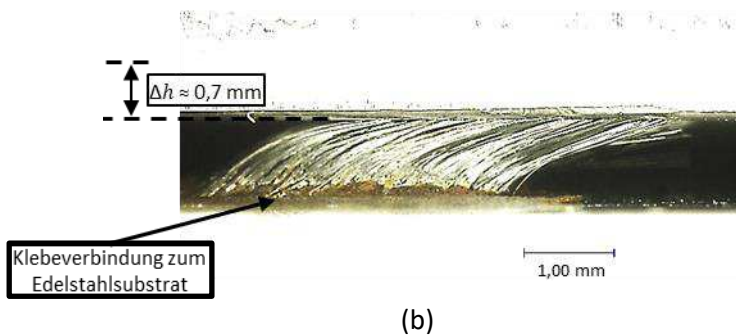


Abbildung 5.35 Mikroskopaufnahme der Biegung der Fasern des Arrays. (a) Das Array im unbelasteten Zustand. (b) Das Array ist von der Anpressfläche gedrückt und die Fasern sind dabei durchgebogen.

Die Belastung des Arrays von Abbildung 5.35 stellt den extremen Fall dar. Die Klebeverbindung zwischen Kohlenstofffasern und Edelstahlsubstrat bleibt selbst in einem solchen außerordentlichen Fall unbeschädigt. Trotz großer Durchbiegung werden die Fasern des Arrays dabei ebenfalls nicht beschädigt. Nach der mechanischen Belastung strecken sich die Fasern vom Array in ihre Ausgangslage zurück. Dies geschieht, weil ihre freie Biegsamkeit durch die angefertigten Abstände zwischen Fasern sichergestellt wurde.

5.6. KURZES FAZIT ZUM PROZESS UND DESSEN ERGEBNISSE

In diesem Kapitel wurde eine Reihe von Schritten, Vorgängen und Aufbauten beschrieben, die den entwickelten Prozess zur Herstellung von Kohlenstofffaser-Arrays von etwa 48 000 Fasern beschreiben. Der Reibkörper von Wimpernantrieben setzt sich aus den Faserarrays in der entwickelten Mustergröße zusammen, die in der Fläche verteilt werden.

Im Prozess wurden kommerzielle nickelbeschichtete Fasern aus einer Faserspule mit einer Schnur aus 12 000 Fasern als Ausgangsmaterial eingesetzt. Die Fasern aus der Schnur wurden gereinigt, ausgestreckt und mehrfach entlang einer rechteck-förmigen Gussform aus PTFE mit einem Einbettungspolymer eingebettet. Als Einbettungspolymer wurde Cyanacrylatklebstoff ausgewählt, das ausgehärtet die fixierende Polymermatrix der Fasern bildet. Dabei dient die Nickelbeschichtung der Fasern von $1\text{ }\mu\text{m}$ als Abstandshalter, um den Mindestabstand von $2\text{ }\mu\text{m}$ zwischen Fasern zu gewährleisten. Aus dem Verbundmaterial wurden

Kleinmatrizen in Form eines Parallelogramms abgefräst, um die Zielneigung der Fasern von 45° und -höhe des elastischen Reibkörpers von 1,5 mm zu bekommen. Beide Parameter wurden für die Fasern im Reibkörper in Kapitel 4 festgelegt.

Darauffolgend wurden von der Stirnseite der Polymermatrix mit Parallelogrammform 60 μm durch das entwickelte plasmaunterstützte trockenchemische Ätzverfahren entfernt. Die freien Faserenden wurden senkrecht gegen eine Schicht des 1K-Epoxidharzklebstoffs ES5691 der Firma Permabond Engineering Adhesives Ltd. auf das Edelstahlsubstrat gedrückt. Anschließend wurde die Klebeschicht ausgehärtet.

Im entwickelten chemischen Vorgang wurden die Polymermatrix durch das Lösungsmittel Aceton entfernt gefolgt von der Nickelbeschichtung mit Salpetersäure HNO_3 . Beim resultierenden Array wurde experimentell qualitativ die Biegsamkeit der Fasern und die Integrität der Verbindung Fasern/Substrat überprüft. In der optischen Untersuchung des Arrays anhand eines Rasterelektronenmikroskops wurden Abstände unter den Kohlenstofffasern zwischen 2 und 30 μm registriert. Die Abweichung der Abstände ist auf die dünne Klebeschicht unter Fasern zurückzuführen.

Durch die Einteilung des Herstellungsprozesses in mechanische und chemische Aufgaben ließ sich eine Reihe von Vorgängen mit der Unterstützung mechanischer Versuchsaufbauten gründlich durchführen. Der gesamte Prozess konnte nur gelingen, indem alle Prozessvorgänge erfolgreich durchgeführt und abgeschlossen wurden. Außerdem wurde bei den Erstuntersuchungen des Arrays überprüft, dass eine elektrische Verbindung zwischen den Kohlenstofffasern und dem Edelstahlsubstrat auftritt. Dies ist für Untersuchungen der sensorischen Eigenschaften des Arrays interessant. Somit besteht die Möglichkeit der Realisierung einer intrinsischen Überwachung der Lebensdauer des Reibkörpers oder der auftretenden Reibkräfte durch den Kontaktwiderstand mit leitfähigen Kontaktflächen. Das ist ein großer zukunftsorientierter Vorteil des Reibkörpers aus Kohlenstofffasern.

Die mit dem entworfenen Herstellungsprozess entwickelten Arrays werden im folgenden Kapitel bei mechanischer Beanspruchung in Kraft und Hub für den Wimpernantrieb im orthogonalen und im parallelen Betriebsmodus messtechnisch charakterisiert.



6. CHARAKTERISIERUNG VON FASERARRAYS FÜR WIMPERNANTRIEBE IM ORTHOGONALEN BETRIEBSMODUS

Bis zu diesem Punkt der Forschungsarbeit wurden Arrays von Kohlenstofffasern mit einer Grundfläche von ca. $2,5 \times 2,5 \text{ mm}^2$, einer Faserneigung von 45° und einer Höhe von 1,5 mm hergestellt. Dabei wurde die Biegsamkeit der Kohlenstofffasern durch Mindestabstände zwischen den Fasern von $2 \mu\text{m}$ gesichert. Die Faseranzahl pro hergestelltes Array liegt bei ca. 48000. Der elastische Reibkörper der Wimpernantriebe wird durch die Aneinanderreihung der Arrays gebildet.

Dieses Kapitel geht auf die wissenschaftliche Fragenstellung der Auswahl geeigneter Reibpartner des elastischen Reibkörpers von Wimpernantrieben für die optimale Kraftübertragung ein. Dafür wurden die Materialpaarungen zwischen Kohlenstofffaser-Arrays und Kontaktflächen aus Stahl, Aluminium und Polyvinylchlorid (PVC) experimentell mit unterschiedlichen Oberflächenbeschaffenheiten untersucht. Zwei Messplätze wurden entwickelt, die die mechanische Faserbelastung der Wimpernantriebe zyklisch mit Eingangshüben im Bereich von $200 \mu\text{m}$ quasistatisch nachbilden. In diesem Kapitel wird die Vorgehensweise der durchgeführten Messreihen, der Aufbau und die Messergebnisse bei der Untersuchung der Reibpaarung für den orthogonalen Betriebsmodus des Wimpernantriebs vorgestellt.

Der folgende Abschnitt beschreibt den tribologischen Fall der Reibpaarung von elastischem Reibkörper und Kontaktflächen. Darauf folgt die messtechnische Charakterisierung der Reibpaarung für den orthogonalen Betriebsmodus des Wimpernantriebs. Dabei werden das Messkonzept, der Messaufbau und die Messergebnisse erläutert. Abschließend werden Schlüsse aus den experimentellen Untersuchungen vorgestellt.

6.1. TRIBOLOGISCHER FALL DER REIBPAARUNG REIBKÖRPER/KONTAKTFLÄCHE

In diesem Abschnitt werden zuerst die aus der Recherche identifizierten theoretischen Konzepte vorgestellt, die zur Strukturierung der

experimentellen Untersuchungen der Reibpaarung des elastischen Reibkörpers mit Kontaktflächen berücksichtigt wurden. Darauffolgend sind die wissenschaftlichen Fragenstellungen zusammengefasst, die durch die experimentellen Untersuchungen abgearbeitet werden.

6.1.1. KURZE EINFÜHRUNG WICHTIGER KONZEPTE DER TRIBOLOGIE

Die Untersuchung der Festkörperreibung bei einem Reibkontakt ist stark phänomeno-logisch ausgeprägt, so Popov [72], Bartz [73] und Czichos und Habig [74]. Die Übertragung von Kraft durch Reibschluss findet anhand von Haft- oder Gleitreibung statt, die nicht strikt getrennt voneinander auftreten. Die maximale Haftreibungskraft wird nach den Amontonsschen Gesetzen durch den Reibbeiwert μ_0 ausgedrückt, die nach Menezes, et al. [75] aus nahezu linearer Proportionalität die Konvention zwischen Haftreibungs- und Normalkraft beschreibt ($F_R \leq \mu_0 \cdot F_N$). Bei Gleitreibung ist der Beiwert μ_{Gl} wesentlich kleiner. Die klassischen tribologischen Verhältnisse der Amontonsschen Gesetze sind laut Hölscher, et al. [76], Robbins [77] und Sommer, et al. [78] für die meisten metallischen und nicht-geschmierten makroskopischen Reibkontakte zutreffend. Dabei ist die Paarung unabhängig von der Normalkraft oder von der Kontaktfläche. Die Reibbeiwerte sind dabei nur von der Materialpaarung der Reibpartner abhängig. Wie von Adams und Nosonovsky [79] evaluiert und identifiziert, ist die Gültigkeit linearer Kraftverhältnisse in der trockenen Reibung nicht universell einzuhalten.

Gemäß Bhushan und Nosonovsky [80], Carpinteri und Paggi [81], Popov und Heß [82] und Menezes, et al. [75] sind die Amontonsschen-Coulombschen Reibungsgesetze keine fundamentalen Gesetze der Natur. Sie sind sowohl im Mikro- und Nanometerbereich als auch bei Paarungen mit weichen Materialien nicht mehr zutreffend, so Gnecco und Meyer [83], Ferstl [84], Xu und Huang [85], Broitman [86] und Gao, et al. [87]. Diese Konzepte wurden daher durch die Theorie von Bowden und Tabor [88, 89] erweitert. Sie schlugen vor, dass Reibung eine Erscheinungsform der Adhäsion ist und nahmen an, dass bei einem Reibschluss die gegenseitige Verschiebung nur aufgrund der mikroskopischen plastischen Verformung der Kontaktstellen vom weicheren Material der Reibpartner stattfindet. Gl. 6.1 beschreibt in vereinfachter Form deren Formulierungen für die Haftreibung und Gl. 6.2 für den Reibbeiwert. Diese nutzen die Amontonsschen Reibungsgesetze und erweitern sie, so dass auch Experimente erklärt werden können, in welchen die Amontonsschen Gesetze scheitern, so [87]. Gl. 6.2 stellt den Bezug auf die reale Kontaktfläche und auf die elastischen Eigenschaften des Materials her.

Dabei stellen τ_0 die Scherspannung auf die Fläche des weicheren Materials, A_{Real} die reale Kontaktfläche aus der Summe aller Kontaktstellen $\sum_i A_i$, δ das Verhältnis zwischen Real- und Scheinfläche des Kontaktes A_{Real}/A_{Schein} , F_N die normale Last und \bar{p} das Verhältnis F_N/A_{Real} dar. Die zusammenfassende Auflistung erweiterter Reibmodelle, die auf der Theorie von Bowden und Tabor basieren, sind in der Arbeit von Hauer [90] zusammengestellt.

$$F_R = \tau_0 \cdot A_{Real} + \delta \cdot F_N \quad \text{Gl. 6.1}$$

$$\mu_0 = \delta + \frac{\tau_0}{\bar{p}} \quad \text{Gl. 6.2}$$

Mit beiden Gleichungen ist nicht nur der Bezug auf die Materialeigenschaften in der Materialpaarung durch die Scherspannung τ_0 festgelegt, sondern auch auf die reale Kontaktfläche. Dabei ist die reale Kontaktfläche viel kleiner als die Scheinfläche. Die Kontaktfläche ist nie absolut flach und die Paarung findet daher über die Rauheitshöhen, den sogenannten Asperiten, statt. Untersuchungen von Bowden und Tabor [91], Hutchings und Shipway [92], Dieterich und Kilgore [93], Berthoud, et al. [94], Berthoud und Baumberger [95] und die Analysen von Robbins [77] zeigen, dass bei einer stochastischen Verteilung von Asperiten an nicht aufeinander abgestimmten harten Flächen die enge Paarung der Reibpartner verhindert wird. Die Paarung wird durch die Erhöhung der normalen Last stärker, da elastische Verformungen auftreten. Aus dem gleichen Grund schlagen Liu, et al. [96] vor, dass Paarungen mit weichen Materialien stärker sind. Hier ist die reale Kontaktfläche nicht viel kleiner als die Scheinfläche.

Die vorgestellten Konzepte und Untersuchungen sind in der Mikrotribologie aktuell stark diskutiert. Sie werden als qualitative Leitprinzipien der experimentellen Untersuchungen dieses Kapitels genutzt. Sie deuten darauf hin, dass sich Verformungen der Reibpartner und die Anzahl der Kontaktstellen auf die Kraftübertragung auswirken. Bei der Interaktion zwischen Kohlenstofffasern des elastischen Reibkörpers und Kontaktflächen ergibt sich eine Anpassung aneinander durch die elastische Verformung der Fasern. Zudem findet eine Verdrehung der Faserenden statt, die in der Paarung nur unter Haftreibung stattfinden kann. Zugleich wird die Paarung bei unveränderlicher Faserverteilung durch das Größenordnungsverhältnis zwischen Asperiten an der Oberfläche und dem Faserdurchmesser beeinflusst. Darüber hinaus ist die Aussage zutreffend, dass die Kraftübertragung durch die Anzahl von Kontaktstellen, bzw. durch die Faseranzahl, erhöht werden kann.

Die vorgestellte wissenschaftliche Diskussion macht deutlich, dass kein detailliertes übergreifendes und etabliertes Verständnis der Tribologie besteht und dass die Tribologie noch keine exakte Wissenschaft ist. Daher ist für die Auswahl der Reibpartner in Wimpernantrieben die experimentelle Untersuchung der Reibphänomene bei der Paarung Kontaktfläche/Fasern nötig. Daher wird im folgenden Abschnitt auf die durch die experimentellen Untersuchungen zu klärenden Fragenstellungen eingegangen.

6.1.2. FRAGENSTELLUNGEN ZU DEN EXPERIMENTELLEN UNTERSUCHUNGEN DER INTERAKTION ZWISCHEN FASERARRAYS UND KONTAKTFLÄCHEN

In Wimpernantrieben wird die Reibung genutzt, um Kraft und Hub zum Läufer zu übertragen. Beim Reibkontakt wird erwartet, dass die langen und biegsamen Kohlen-stofffasern mit mikroskopischen Durchmessern die Asperiten der gesamten Kontaktfläche aufnehmen. Diese können das Rutschen der Faserenden mechanisch verhindern. Durch experimentelle Untersuchungen ist letztendlich zu verifizieren, ob die Haftreibung beim Belastungsvorgang der Fasern von der Beschaffenheit der Kontaktfläche positiv beeinflusst werden kann. Abbildung 6.3 stellt den Vergleich zwischen dem Kontakt der Faserenden mit einer idealen flachen Kontaktfläche (a) und mit einer rauen realen Fläche (b) dar.

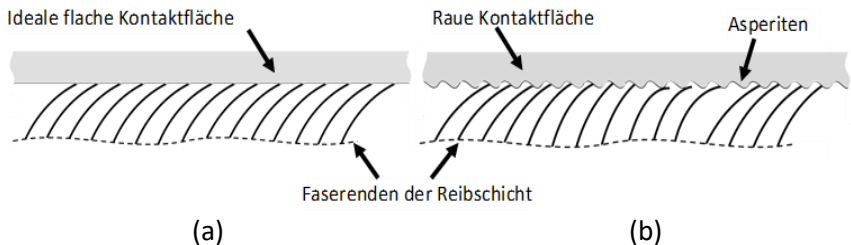


Abbildung 6.1 Darstellung des tribologischen Kontakts zwischen Faserenden des Reibkörpers von Wimpernantrieben und Kontaktflächen. (a) Die Kontaktfläche ist beim Kontakt ideal flach dargestellt. (b) Die Kontaktfläche ist nicht mehr flach und die Asperiten der Kontaktfläche verhindern das Rutschen der Faserenden. Dabei wird eine höhere Haftreibungskraft erwartet.

Um die Interaktion der Kohlenstofffasern des Reibkörpers mit Kontaktflächen zu untersuchen, wird zunächst die mechanische Belastung der Fasern beim

orthogonalen Betriebsmodus des Wimpernantriebs nachgebildet. Dabei zielen die Untersuchungen auf die Beantwortung folgender Fragenstellungen:

- Einfluss der elastischen Eigenschaften der Kontaktfläche auf die Reibpaarung.
- Welche Größenordnung müssen die flächig verteilten Asperiten an der Kontaktfläche aufweisen, so dass sich der Reibbeiwert positiv entwickelt?
- Wird die Paarung der Fasern des elastischen Körpers und der Kontaktflächen durch die Topologie der Kontaktfläche beeinflusst?
- Welche Kraftübertragungsverhältnisse werden bei der Hubübertragung gesichert bzw. wo liegt die maximale erreichbare Haftreibungskraft in der Paarung, über welche das Gleiten der Faserenden an der Oberfläche der Kontaktfläche nicht ausgeschlossen werden kann?

Diese Fragenstellungen werden durch die experimentellen Untersuchungen abgearbeitet. Dabei ist das Ziel, die bestmögliche Paarung zu ermitteln. Somit lassen sich die Übertragungsverhältnisse validieren, die in Kapitel 4 für die Einzelfaser vorgestellt wurden und auf das Faserarray übertragen werden. Letztendlich wird diese Skalierung auf den gesamten elastischen Reibkörper der Wimpernantriebe erweitert, da dieser aus einer Aneinanderreihung der zu untersuchenden Kohlenstofffaserarrays gebildet ist.

6.2. CHARAKTERISIERUNG DER REIBPAARUNG ZWISCHEN FASERARRAYS UND KONTAKTFLÄCHEN

Im Folgenden wird die durchgeführte experimentelle Charakterisierung der Interaktion zwischen Arrays aus etwa 48000 Kohlenstofffasern für Wimpernantriebe im orthogonalen Betriebsmodus vorgestellt. Für die messtechnische Charakterisierung der Reibpaarung wird der Reibbeiwert über den entwickelten Messplatz erfasst.

Dabei wird der vertikale Eingangshub senkrecht zur Kontaktfläche an der Basis des Arrays übertragen. Beim Reibkontakt zwischen Fasern und Kontaktfläche wird die Verschiebung der Kontaktfläche von einer elastischen

Führung horizontal geführt. Die messtechnische Aufnahme der Normal- und der Reibkraft erfolgt jeweils durch den Kraftsensor an der Basis des Faserarrays und indirekt über die Verformung der Führung der Kontaktfläche.

In den Untersuchungen wurden Kontaktflächen aus drei Materialien eingesetzt: Stahl mit dem E-Modul bei 210 GPa, Aluminium mit dem E-Modul bei 70 GPa und hartes Polyvinylchlorid mit dem E-Modul bis 3,5 GPa. Die Paarung wird mit 5 Beschaffenheiten der Kontaktfläche über den Reibbeiwert evaluiert. Anschließend wird die Hubübertragung aus Kapitel 4 überprüft.

Im Folgenden wird das Versuchsdesign vorgestellt. Dabei wird ein Einblick in die Vorgehensweise der Messung gegeben, um auf die Klärung der Fragestellungen aus Abschnitt 6.1.2 einzugehen. Anschließend werden der Messaufbau und die Messergebnisse vorgestellt, welche anschließend am Kapitelende diskutiert werden.

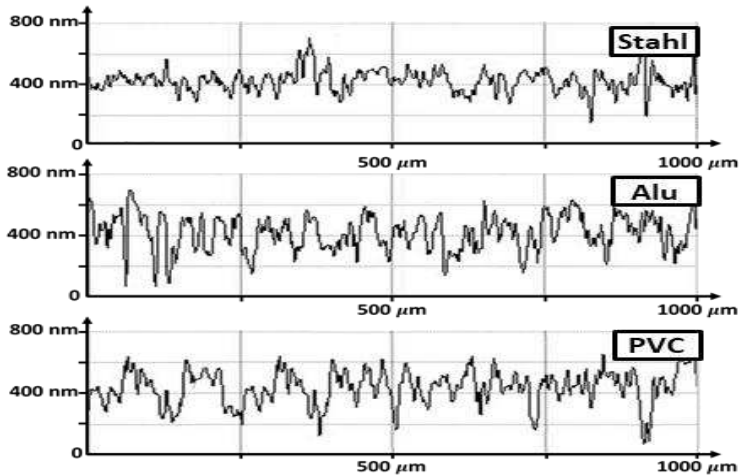
6.2.1. DESIGN DER UNTERSUCHUNGEN

Durch die Messungen wird auf die Fragenstellungen aus Abschnitt 6.1.2 eingegangen. Dabei wird auf die Evaluierung des Reibbeiwertes fokussiert, da dieser die Kraftübertragung richtet. Des Weiteren findet in den Antrieben die Hubübertragung bei Haftreibung statt.

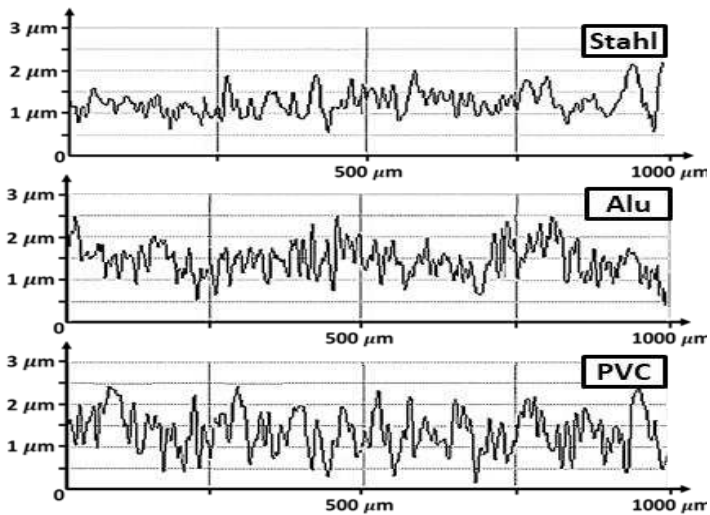
Die drei Kontaktflächen aus Stahl, Aluminium und PVC werden in der Form eines Stabes mit der CNC-Fräse M10pro+ der Firma Datron AG, Darmstadt – Deutschland, gefertigt und anschließend plan-geschliffen. Diese werden im Messplatz in der Führung der Kontaktfläche eingebaut. Für jede Messreihe werden die drei Kontaktflächen steigend aufgeraut.

Abbildung 6.2 zeigt die Messungen des Flächenprofils der Kontaktflächen, die entlang ihrer Oberflächen aufgeraut wurden. Die Länge des dargestellten Segments beträgt 1000 μm . Die Flächen wurden mit dem Profilometer DEKTAK 8 der Firma Bruker EAS GmbH, Hanau – Deutschland, in orthogonaler Richtung zur Aufrauhung gemessen. Abbildung 6.2 (a) stellt die Kontaktflächen mit der Beschaffenheit nach der Fertigung dar. Die Flächen weisen Asperitenhöhen bis etwa 1 μm auf. In Abbildung 6.2 (b) wurden die Oberflächen mit Schleifpapier der Körnungsgröße 1500 bearbeitet. Maximale Asperitenhöhen wurden dabei bis 3 μm registriert. Bei den Oberflächen der Abbildung 6.2 (c) wurde Schleifpapier der Körnungsgröße 737 verwendet.

Dabei weist die Fläche aus Stahl maximale Asperitenhöhen von etwa $6\text{ }\mu\text{m}$, etwa $7\text{ }\mu\text{m}$ bei Aluminium und bis $9\text{ }\mu\text{m}$ bei PVC auf. Für die Aufrauung der Oberflächen aus Abbildung 6.2 (d) wurde die Körnungsgröße 400 genommen. Die Asperitenhöhen sind dabei im Bereich der $30\text{ }\mu\text{m}$.



(a)



(b)

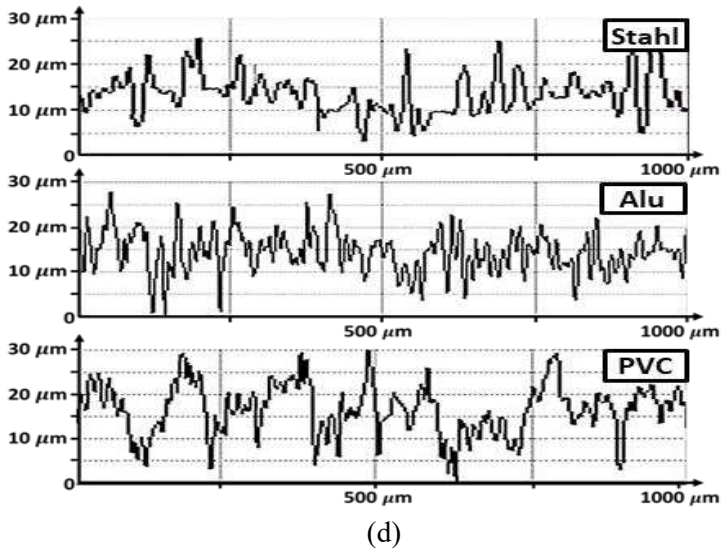
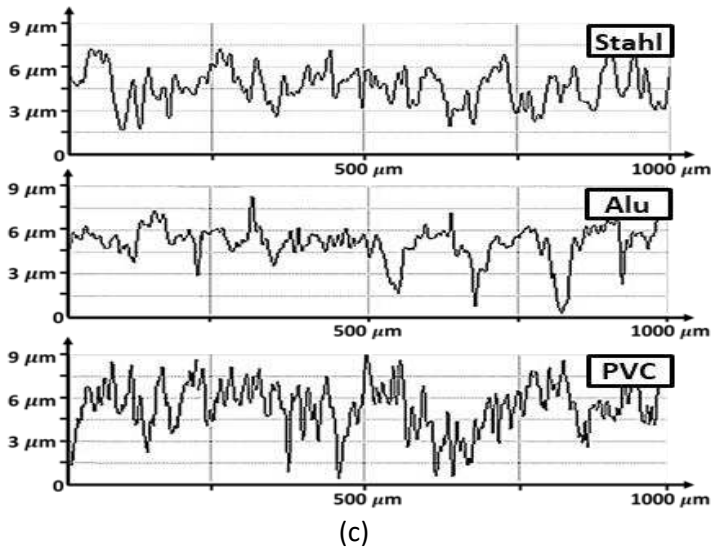


Abbildung 6.2 Profilmessung der Kontaktflächen aus Stahl, Aluminium und Polyvinylchlorid. Die Flächen wurden nach Fertigung (a), mit Schleifpapier der Körnungsgrößen 1500 (b), 737 (c) und 400 (d) aufgeraut.

Die Oberflächen werden in den Untersuchungen nach dem Bearbeitungsgrad als R_0 , bei den unbearbeiteten Flächen, bis R_3 , bei den Flächen mit Rauheitshöhen bis $30\text{ }\mu\text{m}$, bezeichnet.

In der Charakterisierung der Reibpaarung der Faserarrays mit den Kontaktflächen unter orthogonaler Belastung wurden die nachfolgenden aufgelisteten experimentellen Untersuchungen durchgeführt:

1. Untersuchung des Reibbeiwertes μ_0 bei der Paarung Faserarrays/Kontaktflächen

Bei steifer Federführung der Kontaktfläche wird das Faserarray im quasistatischen Betrieb senkrecht gegen die Kontaktflächen R_0 bis R_3 , jeweils aus Stahl, Aluminium und PVC, gedrückt. Dabei wird Kraft mit dem überwiegenden Anteil von Haftreibung übertragen, um den Reibbeiwert μ_0 festzulegen.

Beim abrupten Sinken der Reibkraft, bzw. beim Übergang von Haft- in Gleitreibung, wird $F_{H,max}$ an dem Wendepunkt registriert. Paarungen, bei welchen Gleitreibung überwiegt, werden ausgeschlossen. Abbildung 6.3 stellt vereinfacht nach Czichos und Habig [74] die Entwicklung der Reibungskurve einer Reibpaarung in der Zeit dar, die von der Haft- in die Gleitreibung übergeht. Die Reibkraft und die Zeit sind dabei jeweils auf den vertikalen und horizontalen Achsen dargestellt. In den Untersuchungen wird bezweckt, $F_{H,max}$ zu identifizieren, um den Biegevorgang der Fasern in Wimpernantrieben im orthogonalen Betriebsmodus zu sichern.

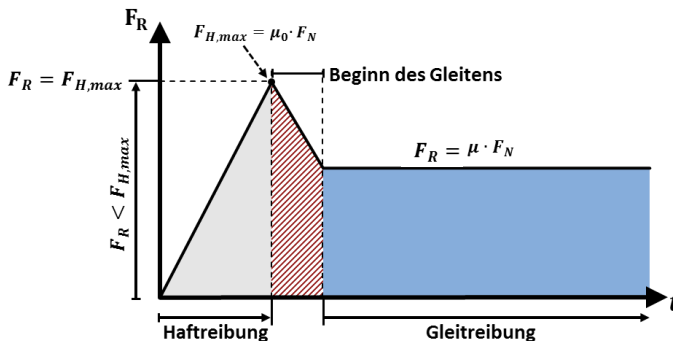


Abbildung 6.3 Charakteristische Reibungskurve nach Czichos und Habig [74].

Nach Auswahl der Paarung, in welcher Haftreibung herrscht, wird durch die zyklische Anregung des Faserarrays die Wiederholbarkeit der Kraftverhältnisse überprüft und die höchste übertragbare Haftreibungskraft $F_{H,max}$ identifiziert.

2. Untersuchung des Einflusses der Oberflächentopologie auf die Paarung

Für diese Untersuchung wird die Kontaktfläche aus dem vorherigen Schritt genommen, bei welcher sich die stärkste Paarung zeigte. Die Oberfläche des Materials wird unter gleichen Bearbeitungsbedingungen aufgeraut, aber mit der Schleifrichtung durch das Schleifpapier um 90° verdreht. Diese Fläche wird als R_4 bezeichnet. Damit wird der Einfluss der Auslegung der Rauheitslinien zur Paarung evaluiert.

3. Validierung des Hub-Übertragungsverhältnisses

Mit dem ermittelten Reibbeiwert μ_0 wird bei gleicher Vorgehensweise anhand einer weichen Federführung der Kontaktfläche das in Kapitel 4 kalkulierte Hub-übertragungsverhältnis überprüft.

Die stärkste Paarung aus den Untersuchungen wird letztendlich in der Charakterisierung der Reibpaarung für den parallelen Betriebsmodus der Wimpernantriebe weiterverwendet.

6.2.2. MESSAUFBAU

Beim orthogonalen Betriebsmodus von Wimpernantrieben wird der elastische Reibkörper aus Kohlenstofffasern mit orthogonalem Hub gegen die Kontaktfläche gedrückt. Dieser wurde in Kapitel 4 auf $200\ \mu\text{m}$ festgelegt. In den Untersuchungen wird die Messung der Normal- und Reibkraft bei der langsamen und zyklischen Belastung der Fasern durchgeführt. Dabei werden Arrays aus 48000 Kohlenstofffasern mit einer Anfangsneigung von 45° verwendet, die über den in Kapitel 5 beschriebenen Prozess hergestellt wurden.

In den folgenden Abschnitten wird der Messaufbau vorgestellt. Zudem wird auf das Konzept des Messaufbaus und die Generierung des Eingangshubs für die Faserarray-Probe eingegangen. Darauf folgend wird der gebaute Messaufbau und die für ihn entwickelte Steuerung vorgestellt. Abschließend wird die Verarbeitung der Daten aus den Messungen beschrieben.

i) KONZEPT DES MESSAUFBAUS

Der Messvorgang wird im Messaufbau autonom durchgeführt. Folgende Nutzereingaben sind dennoch nötig, die als Eingänge in der operationalen Funktionsdarstellung des Messaufbaus nach Jung [21] in Abbildung 6.5 dargestellt sind: Das Kohlenstofffaserarray und die Kontaktfläche, die jeweils in die vertikale und in die elastische horizontale Führung eingebaut werden und der manuelle Nutzereingriff zur Positionierung der Kontaktfläche bis zum Kontakt mit den Fasern des Arrays und zur Korrektur der Orthogonalität zwischen Reibpartnern. Zu Beginn des Vorgangs wird das Startsignal für die Messdurchführung gegeben. Dabei wird der Eingangshub im quasistatischen Betrieb zyklisch nachgebildet. Dieser wird mechanisch an die Führung des Faserarrays in der Messeinheit übertragen. Die Ausgänge sind Messwerte der Normal- und der Reibkraft, die indirekt über die Steifigkeit C_x der Führung der Kontaktfläche registriert wird. Dabei wird die Orthogonalität zwischen den Reibpartnern durchgehend überwacht.

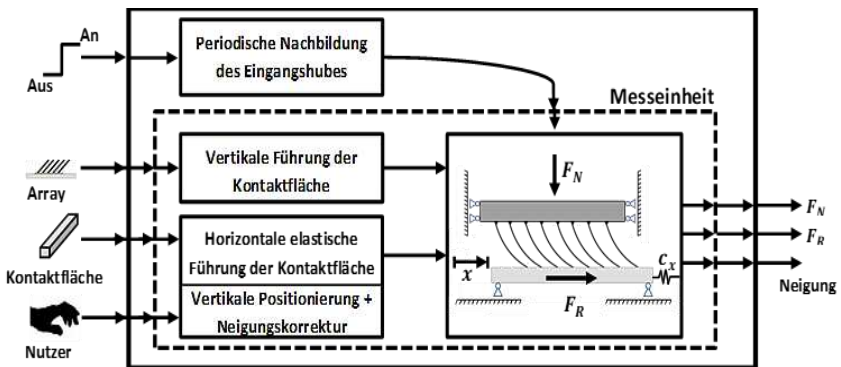


Abbildung 6.4 Operationale Funktionsdarstellung des Messplatzes zur Charakterisierung der Reibpaarung bei Wimpernantrieben im orthogonalen Betriebsmodus.

Abbildung 6.5 zeigt die Funktionsdarstellung des Messplatzes. Der Eingangshub zum Faserarray erfolgt über eine Exzentrerscheibe, der motorisch betrieben wird. Die Exzentrizitäten Δr werden über das Rollelement an die vertikale Führung in Auslenkungen Δy umgewandelt und bis zum Faserarray übertragen. Das Rollelement wird über die führenden Blattfedern ① gegen den Exzenter gedrückt. Während das Faserarray gegen die horizontal geführte Kontaktfläche gedrückt ist, wird die Normalkraft über den Kraftsensor an der

Führung registriert. Blattfedern bilden die elastische Führung der Kontaktfläche ④. Sie sind durch Reibkräfte aus der Reibpaarung Auslenkungen ausgesetzt. Diese werden vom Lasertriangulator registriert. Die Kraft wird indirekt über ihre Federsteifigkeit erfasst. Querkräfte an der Basis des Faserarrays werden durch Sonnenradblattfedern ② blockiert.

Mit der elastischen Kontaktflächenführung werden Verluste vermieden, die z.B. aufgrund der Reibung bei Linearführungen auftreten. Außerdem lässt sich bei quasistatischen Untersuchungen der Übergang zwischen Haft- und Gleitreibung identifizieren.

Vor der Messdurchführung wird nach der Prinzipdarstellung von Abbildung 6.5 die horizontale Führung der Kontaktfläche gegen das Faserarray durch die vertikale Positionierung ③ geführt. Die Neigungsüberwachung erfolgt mit zweiachsigen Neigungssensoren ⑤ an den vertikalen und horizontalen Führungen. Die Neigungskorrektur wird durch Mikrometerschrauben ③* an der Positionierung der Kontaktfläche durchgeführt.

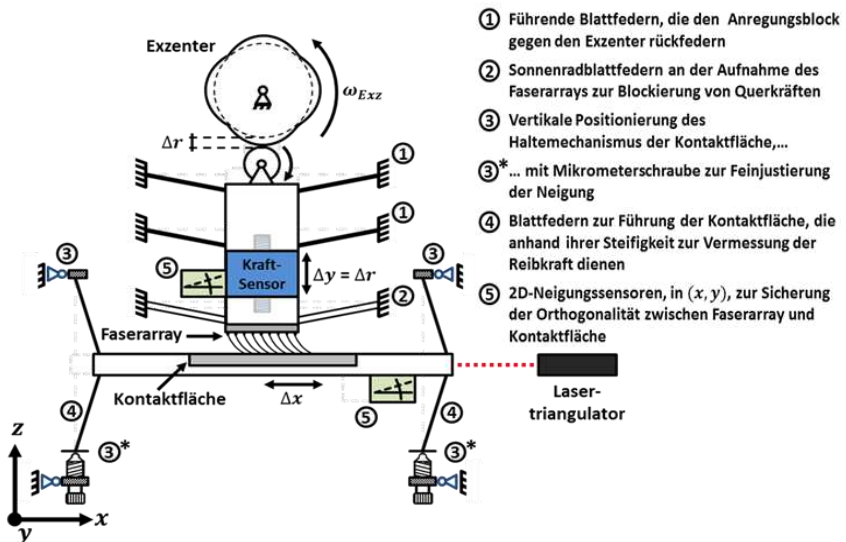


Abbildung 6.5 Prinzipdarstellung des Messaufbaus zur Charakterisierung der Reibpaarung zwischen Kohlenstofffaserarrays und Kontaktflächen für Wimpernantriebe im orthogonalen Betriebsmodus.

ii) EXZENTERSCHEIBE ALS DER GENERIERUNG DES EINGANGSHUBS

Die Quelle des Eingangshubs im Messaufbau, die Exzentrerscheibe, wurde aus einer kreisförmigen Scheibe aus Stahl mit einem Grundradius von 6 mm und einer Materialdicke von 2 mm an der Universitätswerkstatt des Instituts für Produktionsmanagement, Technologie und Werkzeugmaschinen gefertigt. Am Profil der Scheibe wurden 4 Perioden einer sinusförmigen Welle mit Amplituden von $200\text{ }\mu\text{m}$ gefräst. Anschließend wurde die Scheibe ausgehärtet. Beim Aushärtevorgang kam es zu Abweichungen am Profil der Exzentrerscheibe bis etwa $20\text{ }\mu\text{m}$. Abbildung 6.6 zeigt die Messaufnahme des Profils über zwei Drehungen der Scheibe, die durch Lasertriangulation durchgeführt wurde. Dabei wurde der Lasertriangulator optoNCDT 1605-2 der Firma Micro-Epsilon Messtechnik GmbH & Co. KG, Ortenburg – Deutschland, eingesetzt, der einen Messweg von 2 mm mit einer Auflösung von $0,5\text{ }\mu\text{m}$ aufweist.

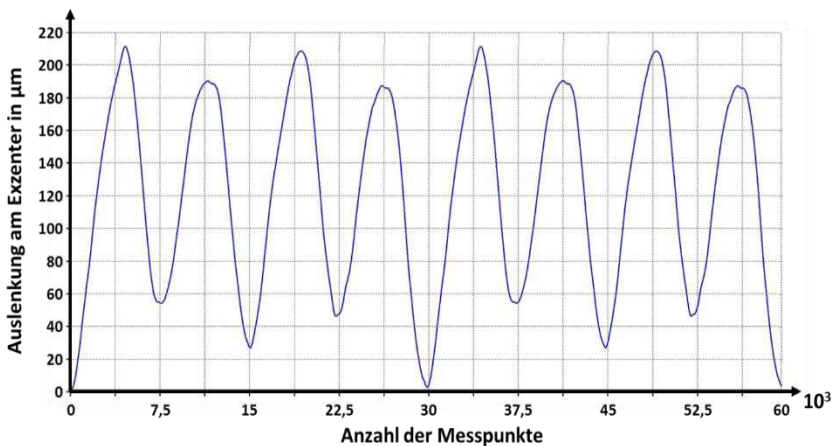


Abbildung 6.6 Messaufnahme des Exzenterprofils nach dem Aushärtevorgang.

Die Exzentrizitätsabweichungen sind kein Hindernis bei der Nachbildung des Ausgangshubs. Durch sie wird ein Einblick in die Paarung über den gewünschten Messbereich gegeben. Außerdem sind die Auslenkungen von $200\text{ }\mu\text{m}$ gewährleistet. Die Exzentrerscheibe wird durch das Kugellager 623-2Z-SKF der Firma SKF GmbH, Schweinfurt – Deutschland, mit einem Außendurchmesser von 10 mm mit der vertikalen Führung verbunden. Durch beide ausgehärteten Flächen werden Abrieb und Verformungen vermieden.

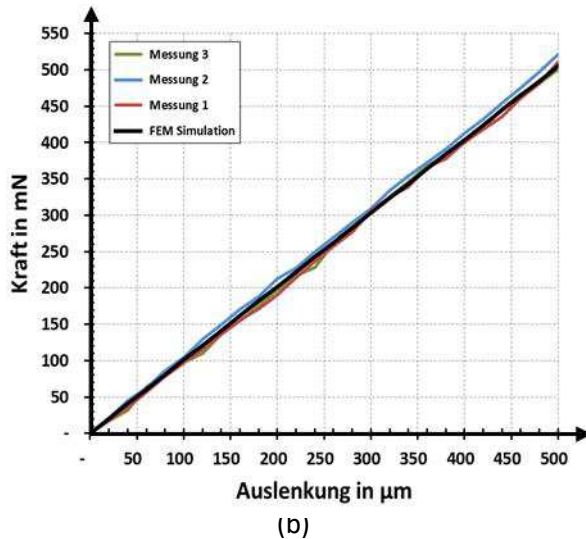


Abbildung 6.7 Blattfeder der Kontaktflächenführung am Messaufbau. (a) FEM-Simulation der Auslenkung von etwa $500 \mu\text{m}$ der Blattfeder mit einer Steifigkeit von $1,01 \text{ mN}/\mu\text{m}$. (b) Vergleich zw. simulierter und gemessener Kraft/Weg-Kennlinie der Blattfeder.

Für die Vermessung der Kraft/Weg-Kennlinie der Feder wurden die Kreisscheiben an beiden Seiten der mittleren Kreisscheibe eingebaut und die Blattfeder vertikal gestellt. Mit der Mikrometerschraube 148-143 der Firma Mitutoyo Messgeräte Leonberg GmbH, Leonberg – Deutschland, wurde anschließend mit dem Kraftsensor 8411-10 der Firma Burster Präzisionsmesstechnik GmbH, Gernsbach – Deutschland, mit einem Messbereich von 10 N manuell mit einer Genauigkeit von $2 \mu\text{m}$ und in Schritten von $20 \mu\text{m}$ gegen die Kreisscheibe gefahren. Dieser Vorgang wurde dreimal wiederholt. Blattfedern mit Materialdicken von $0,05$, $0,1$, $0,3$ und $0,4$, die für weitere Messungen der Arbeit entwickelt wurden, wurden mit der gleichen Vorgehensweise ausgemessen.

iv) DER MESSAUFBAU

Abbildung 6.8 stellt den entwickelten Messaufbau in (a), die Verbindung des Exzenters über das Kugellager mit der vertikalen Führung in (b) und die

Messeinheit in (c) vor. Der Aufbau aus Aluminium wurde zur Isolation auf einem Vibrationstisch montiert.

Die Unterlage der Führung der Kontaktfläche von $170 \times 170 \text{ mm}^2$ liegt auf vier Mikrometerschrauben des Modells 148-143 der Firma Mitutoyo Messgeräte Leonberg GmbH, die an der Zwischenplatte montiert sind. Diese wird vom linearen Positioniertisch M-DS40-Z der Firma Newport Spectra-Physics GmbH, Darmstadt – Deutschland, in Z-Richtung gefahren. Der Stellweg des Positioniertischs beträgt 5 mm, bei einer zentralen Belastbarkeit von 33 N und der Einstellempfindlichkeit von $1 \text{ }\mu\text{m}$. Die Unterlage der Kontaktfläche wird durch Linearführungen vertikal geführt. Die Rückkopplung zwischen Unterlage/Zwischenplatte und Zwischenplatte/Boden des Messaufbaus ist durch Zugfedern gesichert. Die vertikale Positionierung der Kontaktfläche bis zum Kontakt mit den Fasern der zu untersuchenden Probe und die Neigungskorrektur über die Mikrometerschrauben finden durch die manuelle Einstellung des Nutzers statt.

Die Neigungen an der geführten Unterlage betragen bis zu 3° , die anhand der zweiachsigen Neigungssensoren SCA100T-D02 der Firma Murata Manufacturing Co., Ltd. mit einer Auflösung von $0,0025^\circ$ messtechnisch registriert wurden. Die Exzentrerscheibe wird im Aufbau durch die Motorkombination aus dem bürstenlosen DC-Motor EC-max 30 der Firma Maxonmotor GmbH mit integrierten Hallsensoren und dem Planetengetriebe GP 32 C mit dem Untersetzungsverhältnis von 6285:1 betrieben. Das Motormoment liegt bei $34,9 \text{ mNm}$ und die Leerlaufdrehzahl bei 8680 min^{-1} .

Die vertikale Auslenkungsführung besteht aus dem Kugellager, den führenden Blattfedern, dem Kraftsensor, den Querkräfte-blockierenden Sonnenrad-Blattfedern aus Kapitel 5.3.2 und der Aufnahme der zu untersuchenden Probe aus dem metallischen Substrat mit dem Faserarray. Die Federsteifigkeit der Sonnenradblattfedern beträgt $0,40 \text{ mN}/\mu\text{m}$. Die führenden Blattfedern, die das Kugellager zusammen mit der vertikalen Säule gegen den Exzenter zurückfedern, wurden mit der Federsteifigkeit von etwa $7,31 \text{ mN}/\mu\text{m}$ entworfen. Die Normalkraft wird mit dem Kraftsensor des Typs 8411-10 der Firma Burster Präzisionsmesstechnik GmbH gemessen. Die Aufnahme der Proben ist mit dem Sensor über Schraubschluss durch die Sonnenradblattfedern befestigt. Die Wirkung der Sonnenradblattfedern auf die Kraftmessung wird bei der Verarbeitung der Messdaten aus Abschnitt 6.2.2.vi) abgezogen. Die Gewichte der Probe des Faserarrays und ihrer Aufnahme werden zu Beginn der Messdurchführung austariert.

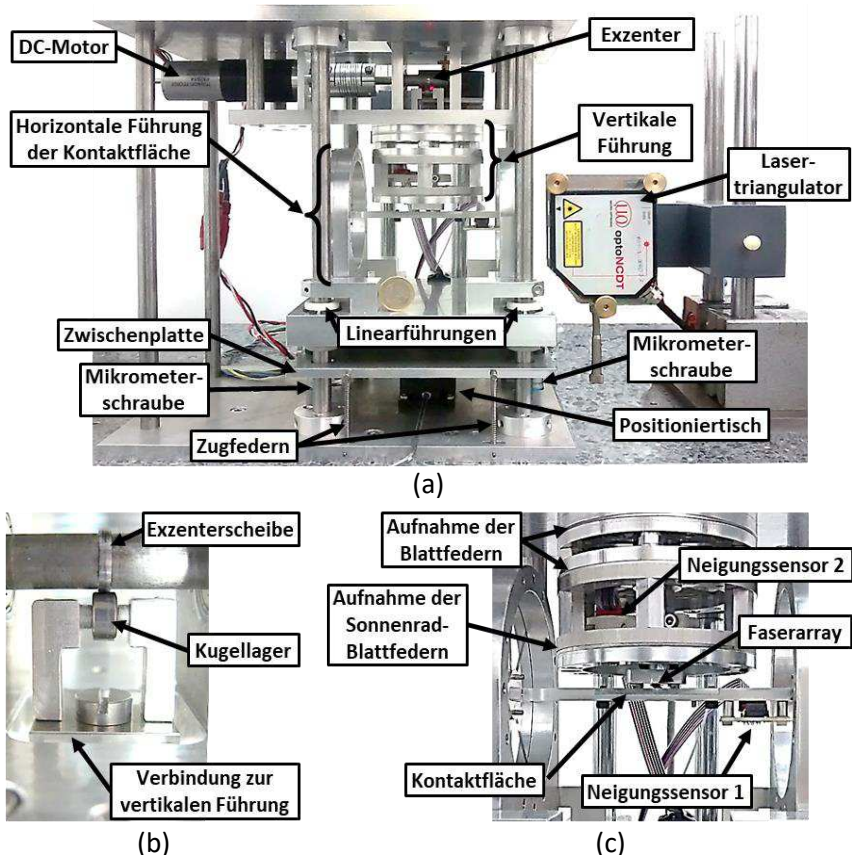


Abbildung 6.8 Messaufbau zur Charakterisierung der Reibpaarung zwischen Kohlenstofffaserarrays und Kontaktflächen für Wimpernantriebe im orthogonalen Betriebsmodus. (a) Bildaufnahme des Messaufbaus aus der Frontansicht. (b) Vergrößerte Bildaufnahme der Exzeterscheibe mit dem zurückgefederten Kugellager. (c) Bildaufnahme der Messeinheit aus der vertikalen und horizontalen Führung des Aufbaus. Der Kraftsensor ist in der vertikalen Führung eingebaut.

Für die Untersuchungen wurden Kontaktflächen in Stabform mit Maßen von $50 \times 6 \times 2,5 \text{ mm}^3$ vorbereitet. Die Kontaktflächen werden manuell auf dem Trägerstab der horizontalen Führung montiert. Deren Ausrichtung zum Trägerstab erfolgt durch zwei Stifte. Der Kontaktflächenstab wird dabei durch

6 Charakterisierung von Faserarrays für Wimpernantriebe im orthogonalen Betriebsmodus

zwei Schrauben fixiert. Beide Enden des Trägerstabs sind an den Kreisscheiben der Blattfedern fixiert. Die Auslenkung der Blattfedern der horizontalen Führung der Kontaktfläche wird über den Lasertriangulator optoNCDT2200 ILD2201-2 der Firma Micro-Epsilon Messtechnik GmbH & Co. KG mit einer Messauflösung von $0,03\text{ }\mu\text{m}$ bei einem Messbereich von 2 mm registriert. Die analogen Ausgangsspannungen aus dem Sensortreiber sind proportional zur registrierten Verschiebung der Kontaktfläche. Die Orthogonalität zwischen Kontaktfläche und Faserarray wird durch zwei Neigungssensoren SCA100T-D02 überwacht.

v) STEUERUNG DES MESSAUFBAUS

Zur Steuerung des Messaufbaus und Aufnahme der Messdaten wurde ein Programm in der Software LabView 2014 der Firma National Instruments, München – Deutschland, geschrieben. Abbildung 6.9 stellt schematisch die Steuerung des Messaufbaus und die Verbindung der Messelemente mit dem Programm am Rechner vor.

Die Neigungsmessungen aus den Neigungssensoren werden digital über das SPI-Bussystem des Mikrocontrollers ATmega168 der Firma Atmel Corporation erfasst. Dieser errechnet die Neigungsdifferenzen und überträgt sie über USB-Anschluss zum LabView-Programm am Rechner. Das Programm zeigt diese Differenzwerte und speichert sie beim Messvorgang synchron zu den weiteren Messwerten.

Der Befehl zum Start und Stopp des Messvorgangs und die Aufnahme der Messgrößen erfolgt über das Datenerfassungsgerät NI USB-6212 der Firma National Instruments. Die Verbindung zwischen Gerät und Rechner besteht über USB-Anschluss.

Die Steuerung der Motorkombination erfolgt über die Motorsteuerung ESCON Modul 50/5 der Firma Maxonmotor GmbH. Die Drehgeschwindigkeit und die Drehrichtung der Motorkombination wird vor den Messungen über die Software ESCON Studio 2.2 der Firma Maxonmotor GmbH an der Motorsteuerung konfiguriert. Das Start- oder Stoppsignal wird der Motorsteuerung über das Datenerfassungsgerät übersendet. Das Datenerfassungsgerät wurde für die kontinuierliche Aufnahme der Messdaten konfiguriert. Die Messdaten werden abschließend im CSV-Format gespeichert.

Die Normalkraft an der Aufnahmebasis des zu untersuchenden Faserarrays wird über den Brückenverstärker des Typs 5271 der Firma Kistler Instrumente GmbH, Winterthur – Schweiz, registriert und verstärkt. Die Analogspannungen werden dem Daten-erfassungsgerät übermittelt. Die analogen Spannungen aus dem Lasertriangulator werden ebenso zum Datenerfassungsgerät geleitet.

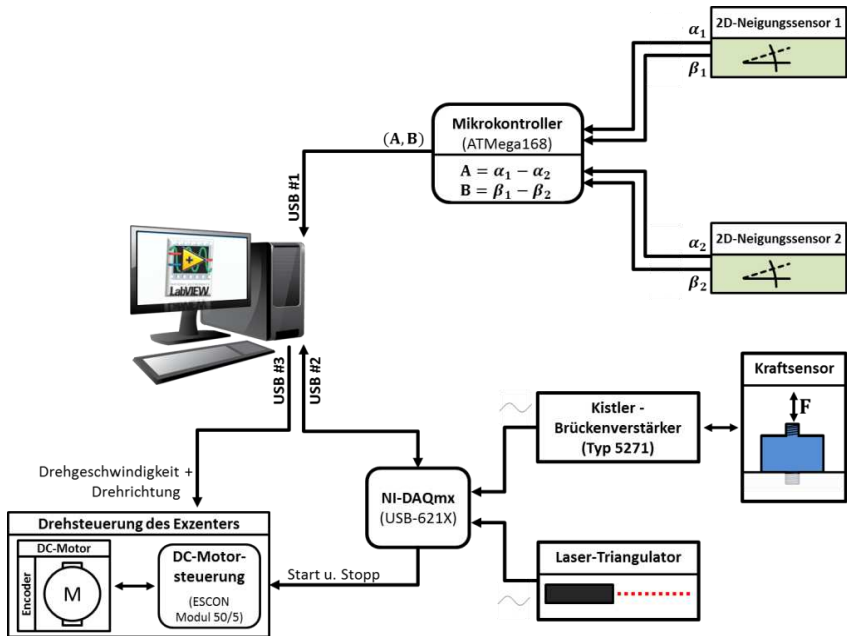


Abbildung 6.9 Schematische Darstellung der Steuerung des Messaufbaus zur Charakterisierung der Reibpaarung zwischen Kohlenstofffaserarrays und Kontaktflächen.

Die Exzenterscheibe wird mit $0,333 \text{ min}^{-1}$ für die quasistatische Kraftübertragung betrieben. Dabei lassen sich deutlicher Übergänge von der Haftreibung in die Gleitreibung durch das Sinken der Kraftübertragung erkennen. Dadurch wird der übertragbare Reibkraftbereich nach Verarbeitung der Messdaten, die im folgenden Abschnitt vorgestellt wird, identifiziert.

In der Validierung des Hubübertragungsverhältnisses wird der Lasertriangulator optoNCDT 1605-2 der Firma Micro-Epsilon Messtechnik GmbH &

Co. KG genutzt, um den Verlauf der Exzentrerscheibe mit dem Datenerfassungsgerät zu registrieren.

vi) VERARBEITUNG DER MESSDATEN

Die Verarbeitung der Messdaten wird im Anschluss an die Messungen durchgeführt. Zuerst wird die Wirkung der Sonnenradblattfedern auf die Messungen herausgerechnet, die an der Basis der Probenaufnahme der Faserarrays fixiert sind. Dafür wurde der Messaufbau ohne Reibschluss in Betrieb genommen und der registrierte Kraftverlauf gespeichert. Die Verarbeitung wurde schließlich mit der Software LTSpice der Firma Linear Technology Corporation, Milipitas – USA, durchgeführt.

Abbildung 6.10 stellt schematisch die Verarbeitung der Messdaten vor. Der Verlauf der Normalkraft F_N wird zuerst durch den aktiven Bandpass-Filter mit Grenzfrequenzen bei 0,01 Hz und 1 Hz bearbeitet. Der Kraftausschlag aufgrund der Sonnenradblattfedern ist nach Phasen- und Nullstellenausgleich eliminiert. Aus der Verschiebung der Kontaktfläche wird die Reibkraft F_R durch die Federsteifigkeit der mechanisch parallel gestellten Blattfedern errechnet. Anschließend wird das Verhältnis zwischen den Kräften F_R und F_N abgebildet, die an den vertikalen und horizontalen Achsen in Abbildung 6.10 dargestellt sind. Das dabei abgebildete Verhältnis zwischen den Kräften bildet den Reibbeiwert der Paarung des Faserarrays mit der Kontaktfläche.

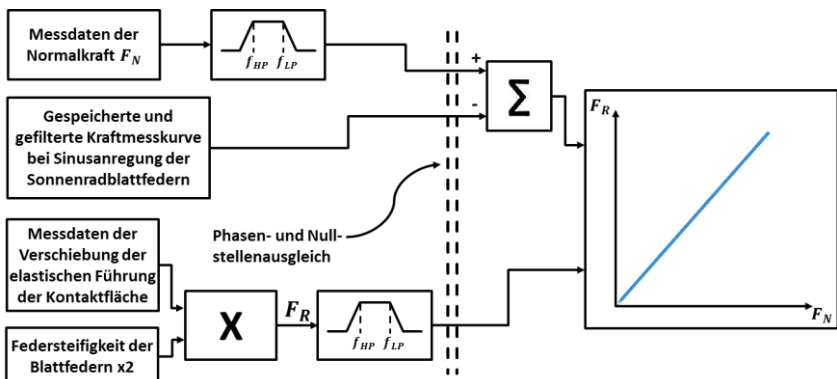


Abbildung 6.10 Darstellung der Verarbeitung der Messwerte aus der Reibpaarung zwischen Faserarrays und Kontaktflächen. Die resultierende Kurve stellt in der horizontalen Achse die gemessene Normalkraft F_N und in der vertikalen Achse die Reibkraft F_R dar.

Mit dem Messaufbau ist es möglich, die Reibpaarung der Kohlenstoff-faserarrays mit verschiedenen Kontaktflächen experimentell zu untersuchen. Die Vorgehensweise der Messungen wird im folgenden Abschnitt vorgestellt.

6.2.3. MESSERGEBNISSE AUS DER CHARAKTERISIERUNG DER REIBPAARUNG

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse aus der Charakterisierung der Reibpaarung des Kohlenstofffaser-Arrays mit Kontaktflächen für den orthogonalen Betriebsmodus der Wimpernantriebe in der folgenden Reihenfolge vorgestellt: i) Experimentelle Untersuchung des Reibbeiwertes μ_0 bei der Paarung von Kohlenstofffaser-Arrays, ii) Experimentelle Untersuchung des Einflusses der Oberflächentopologie auf die Paarung und iii) Experimentelle Validierung des Hubübertragungsverhältnisses.

Die Evaluierung der Messdaten wird in einer Drehung der Exzenterzscheibe mit ca. 70000 Messpunkten je Messgröße vorgestellt. Das Faserarray wird somit bei der Drehzahl von $0,333 \text{ min}^{-1}$ viermal gegen die Kontaktfläche gedrückt. Bei der Positionierung der Kontaktflächen wurden die registrierten Voranpresskräfte im Bereich von 10 mN gehalten. In den Versuchen wurden Blattfedern mit Materialdicke von 0,2 mm verwendet. Die Führung der Kontaktfläche wies somit die Steifigkeit von $2,02 \text{ mN}/\mu\text{m}$ auf.

Zum Start des Messvorganges wurde die Verbindung des Exzenter zum DC-Motor getrennt. Darauf folgend wurde der Exzenter gedreht bis die niedrigste Stelle der 4 Sinuswellen am Exzenter auf den Kontakt mit dem Kugellager gerichtet war. In den Vorversuchen aus Abschnitt 6.2.2.ii) wird diese Stelle identifiziert und markiert. So wird erreicht, dass der Ausgangspunkt durch das Kräftegleichgewicht erreicht ist. Anschließend wird die Verbindung mit dem Drehachse vom DC-Motor wiederhergestellt.

Die Messungen wurden im Laborraum bei Temperaturen zwischen 23°C und 27°C bei relativer Luftfeuchtigkeit zwischen 48% und 63% durchgeführt. Diese atmosphärischen Bedingungen wurden durch das Thermohydrobarometer des Modells PCE-THB-40 der Firma PCE Deutschland GmbH, Arnsberg – Deutschland, registriert.

i) EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNG DES REIBBEIWERTES μ_0 BEI DER PAARUNG VON KOHLENSTOFFFASER-ARRAYS

Im Folgenden werden die Messergebnisse der Paarung der Kohlenstofffaser-Arrays mit Kontaktflächen aus Stahl, Aluminium und PVC nach der Oberflächenfertigung R_0 , R_1 , R_2 und R_3 zur Evaluation des Beiwertes bei der Haftreibung vorgestellt.

i.a) PAARUNG DES KOHLENSTOFFFASER-ARRAYS MIT KONTAKTFLÄCHEN R_0

Abbildung 6.11 zeigt die Messergebnisse aus der Paarung des Kohlenstofffaser-Arrays mit Kontaktflächen mit Oberflächen R_0 aus Stahl (a), Aluminium (b) und PVC (c). Das Verhältnis zwischen Asperitenhöhen zu Faserdurchmesser liegt bei etwa 1:6. Die Aufnahmen zeigen ähnliche Kurvenverläufe, welche nicht-lineare und Hysteresehaltige Verhältnisse zwischen Normal- und Reibkraft aufweisen. Die gezackte Form der Kurven liegt am Übergang zwischen Haft- und Gleitreibung. Die graphischen Darstellungen wurden für die Beschreibung in drei Abschnitte geteilt: ①, ② und ③.

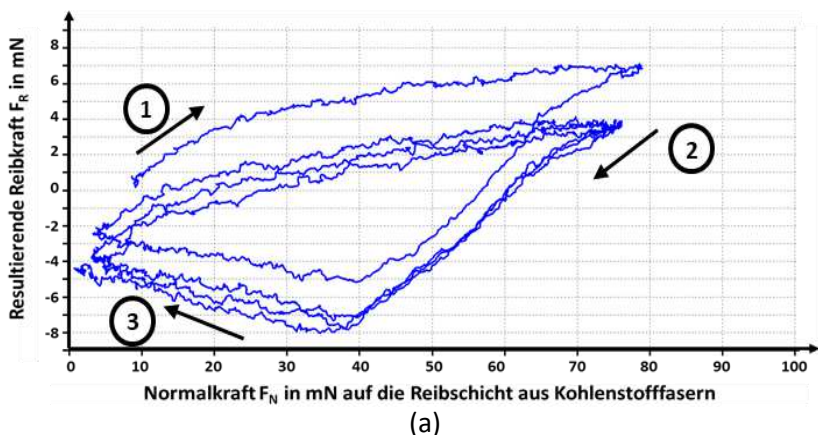
Abschnitt ① stellt die Steigung der Sinusauslenkung an der Basis des Faserarrays dar. Dieses Kurvensegment weist bei der Paarung mit Stahl ein stärkeres nicht-lineares Verlauf auf als bei Aluminium und PVC. Dies kann daran liegen, dass die Faserenden der Einzelfasern bei steigendem Eingangshub beim Reibkontakt mit der Kontaktfläche gedreht werden. Dabei wird die Haftreibung von Anfang an kontinuierlich durch Mikrorutsche unterbrochen. Dies spiegelt sich in der langsamen und gekrümmten Steigung der Reibkraft wider. Da sich die Paarung der Fasern mit Stahl als die schwächste erweist, ist diese von diesem Verhalten am stärksten beeinflusst.

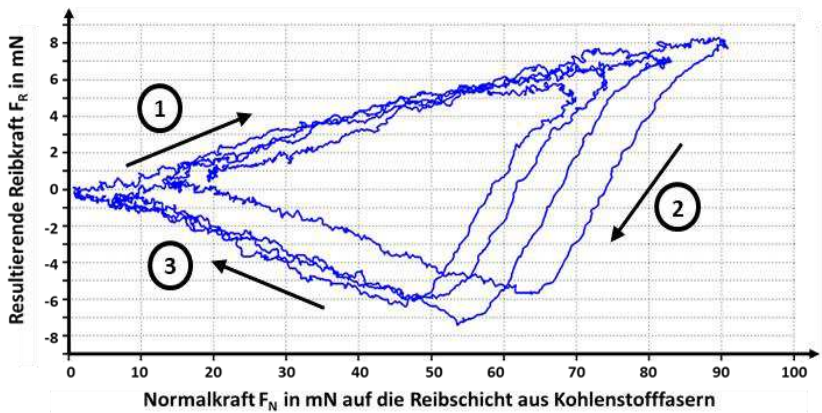
Abschnitt ② stellt den Bereich dar, in dem stärker Gleitreibung auftritt. Dieser Kurvenabschnitt verläuft bis wieder Haftreibung die Kraftübertragung führt. In diesem Bereich kann kein Bezug zwischen der Entwicklung des Eingangshubs und der Auslenkung an der Führung der Kontaktfläche festgelegt werden. Es ist anzunehmen, dass der größte Anteil der Faserenden mit Gleitreibung zu den Reibkräften beiträgt. Dieser Übergang wird durch die Rückfederung der Kontaktfläche verursacht. Dies spiegelt sich in Form von Verschiebungen der Kurven auf beiden Achsen wider.

Der Kurvenabschnitt ③ stellt den Bereich dar, in dem wieder Haftreibung in der Kraftübertragung herrscht. Der Kurvenabschnitt ergibt sich bei abnehmendem Hub an der Basis des Faserarrays während der Rückfederung der Fasern. Der Verlauf der Messung zeigt eine Verschiebung beim Anfang des Abschnittes ① an der vertikalen Achse. Diese ergibt sich aufgrund von Gleitreibung und führt dazu, dass die Verschiebung der Kontaktfläche und Eingangshub nicht mehr verhältnismäßig übereinstimmen. Daher bildet sich in jedem Zyklus ein steigender Offset.

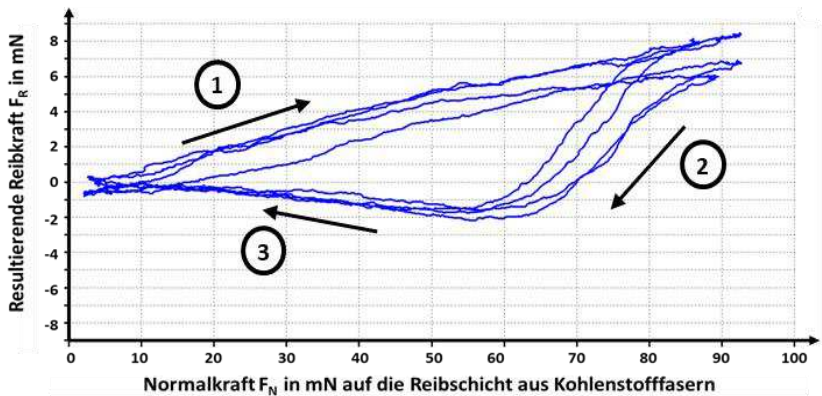
Außerdem kann das Hystereseverhalten in den vorgestellten Kraftübertragungen selbst durch die große Biegung der Fasern verstärkt werden. Die nicht fest-verankerten Faserenden legen bei der Hin- und Rückbiegung nicht zwangsläufig den gleichen Weg zurück. Hönscheid [97] untersuchte in seiner Arbeit das Materialverhalten bei großen Biegeverformungen. Er wies Hysterese in großen Biegeverläufen nach, die auf die intrinsischen pseudo-plastischen Verformungen im Material zurückzuführen ist.

Maximale Werte von Normal- und Reibkraft von etwa 80 mN und 7 mN bei der Paarung mit der Kontaktfläche aus Stahl, 90 mN und etwa 8 mN bei Aluminium und bis um 93 mN und 8,5 mN bei PVC wurden in den Messungen registriert. Dabei wurden Reibbeiwerte μ_0 registriert, die $\leq 0,1$ sind. Da im Kraftverhältnis von der Normal- zur Reibkraft wiederholt nicht den erwarteten stabilen und möglichst linearen Kurvenverlauf aufgewiesen wird, wurden die Paarungen der Faserarrays mit den Kontaktflächen R_0 ausgeschlossen.





(b)



(c)

Abbildung 6.11 Messergebnisse bei der Paarung des Faserarrays mit Kontaktflächen R_0 aus Stahl in (a), Aluminium in (b) und PVC in (c). Die Pfeile zeigen die Verlaufsrichtung des Eingangshubs.

i.b) PAARUNG DES KOHLENSTOFFFASER-ARRAYS MIT KONTAKTFLÄCHEN R_1

Abbildung 6.12 stellt die Messergebnisse der Paarung des Kohlenstoff-faserarrays mit den Kontaktflächen R_1 vor, die Asperitenhöhen von etwa $3 \mu\text{m}$ aufweisen. Abbildung 6.12 stellt das Verhältnis zwischen Normal- und Reibkraft bei der Paarung mit Stahl in (a), mit Aluminium in (b) und mit PVC

in (c) dar. Die Pfeile deuten dabei die Richtung an, in welcher sich die Kräfte in der Paarung entwickelt haben.

In den Verlaufsdarstellungen der Kraftübertragung zeigt sich im Vergleich zu denen von Abbildung 6.11 eine Verkleinerung der Hysterese, was auf eine Erhöhung des Haftreibunganteils hindeutet. Die Anpassung der Fasern an die aufgerauten Oberflächen scheint dabei stärker und länger beständig zu sein, auch bei der Verdrehung der Faserenden während der Biegung. Ab diesen Paarungen wirken die Kurven rauschärmer, weil der ausgefilterte „Rausch“-Anteil aus den Übergängen zwischen Haft- und Gleitreibung größer war.

Bei der Paarung des Faserarrays mit der Kontaktfläche R_1 aus Stahl von Abbildung 6.12 (a) zeigt sich Hystereseverhalten. Dabei liegt die maximale Normalkraft F_N bei etwa 95 mN und die Reibkraft bei etwa 21 mN. Die hohe Anzahl von Messpunkten am Wendepunkt, bei $F_{N,max}$, ist auf das Gleiten der Faserenden auf der gleichen Stelle der Kontaktfläche bei steigendem Eingangshub zurückzuführen. In der Messung wurden Werte des Reibbeiwertes μ_0 zwischen 0,06 und 0,31 aufgenommen.

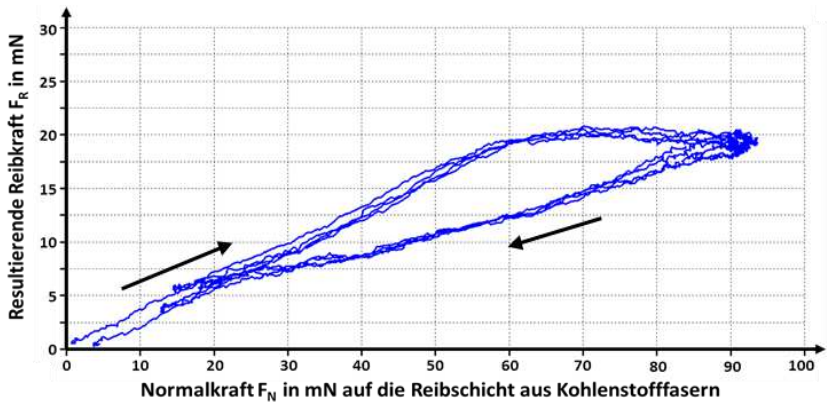
Abbildung 6.12 (b) stellt den Kraftverlauf der Paarung des Faserarrays mit der Kontaktfläche R_1 aus Aluminium dar. Dabei zeigt sich ein überwiegender Haftreibungsanteil, da das Hystereseverhalten geringer geworden ist. Die wellige Kurvenform ist auf Mikrorutsche der Faserenden zurückzuführen, die bei der Rückfederung der Kontaktfläche auftreten. Die maximale Reibkraft F_R bei der Paarung liegt bei ca. 25 mN während die Normalkraft F_N etwa 90 mN aufweist. Im Verlauf zeigt sich eine Verringerung der Reibkräfte bei Normalkräften über die 30 mN. Dies weist auf die Verschlechterung der Paarung hin, die auf das Verrutschen der Faserenden auf der Kontaktfläche zurückgeht. In der Aufnahme wurden Werte des Reibbeiwertes μ_0 gemessen, die von 0,5 unterhalb der 30 mN von F_N bis 0,2 bei $F_{N,max}$ reichen. Unterhalb von 30 mN von F_N wird μ_0 auf etwa 0,5 geschätzt, zwischen 30 und ca. 55 mN der Normalkraft F_N steigt das Verhältnis zwischen den Kräften langsam mit μ_0 bei 0,2. Von dort bis zu $F_{N,max}$ liegt er bei 0,4.

Abbildung 6.12 (c) zeigt den Kräfteverlauf bei der Paarung des Faserarrays mit der Kontaktfläche R_1 aus PVC. Dabei wird der maximale Wert der Normalkraft F_N bei 98 mN der Reibkraft F_R bei ca. 30 mN erreicht. Im Gegensatz zum Verlauf der Paarung mit der Kontaktfläche aus Aluminium zeigt sich eine Verbesserung über 30 mN bis etwa 75 mN der Normalkraft. Dennoch tritt in diesem Bereich des Kraftverhältnisses Hystereseverhalten auf.

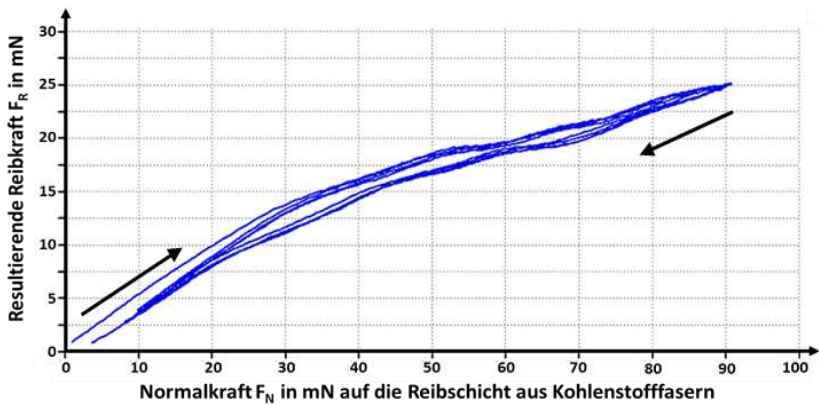
Über diesem Bereich zeigt die Paarung ein ähnliches Kraftverhältnis wie im ersten Abschnitt der Kurve.

Bei dieser Paarung nehmen die Reibkräfte im Vergleich zu den Reibkräften bei der Paarung mit den Flächen R_0 zu. Dabei steigen die maximalen Reibkräften um Faktor 3,14 bei Stahl, 3,05 bei Aluminium und 3,53 bei PVC.

Obwohl das Verhältnis zwischen F_N zu F_R in den Untersuchungen zur Paarung zwischen Faserarrays und Kontaktflächen R_1 eine Steigerung aufweist, besteht teilweise und wiederholt Hysterese. Daher wird die Paarung ausgeschlossen.



(a)



(b)

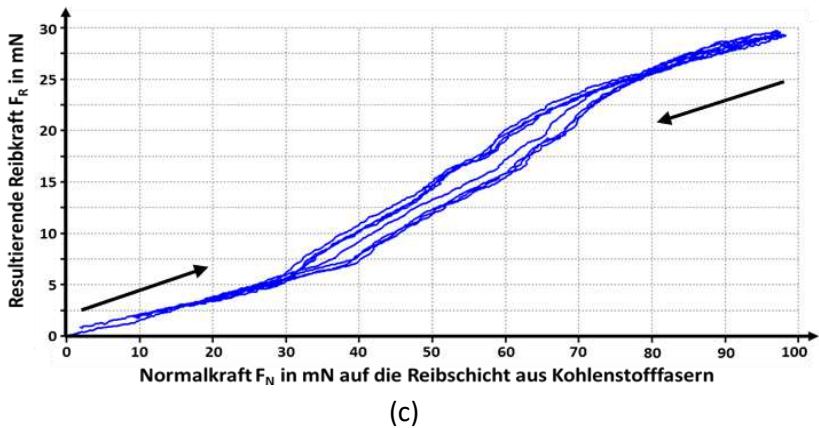


Abbildung 6.12 Messergebnisse bei der Paarung des Faserarrays mit Kontaktflächen R_1 aus Stahl (a), Aluminium (b) und PVC (c). Die Pfeile zeigen die Verlaufsrichtung des Eingangshubs.

i.c) PAARUNG DES KOHLENSTOFFFASER-ARRAYS MIT KONTAKTFLÄCHEN R_2

Abbildung 6.13 stellt die Messergebnisse bei der Paarung des Kohlenstofffaserarrays mit den Kontaktflächen der Beschaffenheit R_2 aus Stahl (a), Aluminium (b) und PVC (c) dar. Die Höhen der Asperiten der Oberflächen betragen bis $9\text{ }\mu\text{m}$ und sind um Faktor 3 größer als die der Kontaktflächen mit Beschaffenheit R_1 .

Die Paarung mit der Fläche aus Stahl von Abbildung 6.13 (a) zeigt eine bogenförmige Steigung der Normalkraft F_N . Der Wendepunkt der Reibkraft liegt bei etwa 48 mN bei 55 mN von F_N . Darauf folgend sinkt die Reibkraft bis zum Ende des Verlaufsabschnitts bis etwa 37 mN, bzw. bis 98 mN bei F_N . Ab dieser Stelle findet eine geradere Rückführung der Normal- und der Reibkraft statt. Dass nicht alle Verläufe im Versuch bis zum Ausgangspunkt zurückkehren, ist auf die ungleichen Hübe aus der Exzentrerscheibe zurückzuführen. Der Wendepunkt bei der Steigung der Reibkraft deutet darauf hin, dass an der Stelle die maximale Haftkraft überwunden wird. Darüber hinaus verschlechtert sich das Kraftverhältnis aufgrund der Steigung des Gleitreibungsanteils während die Normalkraft F_N steigt. In dem Abschnitt kann kein Bezug auf Zu- oder Abnahme des Eingangshubs festgelegt werden. In den Untersuchungen gab es Spannungsstörungen aus dem Netz, die sich bei 20, 25, 35 und 90 mN von F_N zeigen.

Im Verlauf des Kraftverhältnisses lässt sich der Reibbeiwert μ_0 nur stückweise festlegen. Der Verlauf zeigt wie in den letzten Messungen der Paarung mit der Kontaktfläche aus Stahl Hysterese. Daher ist diese Paarung für den Wimpernantrieb nicht geeignet.

Abbildung 6.13 (b) zeigt das Verhältnis zwischen Normal- und Reibkraft bei der Paarung mit Aluminium. Die maximal erreichte Haftkraft liegt dabei bei etwa 60 mN, während die Normalkraft F_N etwa 114 mN annimmt. Die Kurve zeigt das linearste Kraftübertragungs-verhältnis zwischen Normal- und Haftkraft der Untersuchungen, was auf das Überwiegen der Haftreibung hinweist. Der Verlauf wiederholt sich mit geringer Verschiebung auf der horizontalen Achse bei allen Zyklen des Eingangshubs. Dabei lässt sich ein Reibbeiwert μ_0 von etwa 0,5 für den gesamten Messverlauf schätzen.

Abbildung 6.13 (c) stellt den Verlauf der Kraftübertragung bei der Paarung des Faserarrays mit der Kontaktfläche aus PVC dar. Der Verlauf des Verhältnisses weist eine wellige Form auf, der sich sowohl bei der Zu- als auch bei der Abnahme der Kräfte zeigt. Beide Krümmungen liegen bei etwa 38 und 80 mN von F_N . Diese Verlaufsform ist auf die Überwindung der Haftkraft bei der Paarung zurückzuführen, die sich aufgrund des starken Reibkontakts ergibt. Dies kann an der Verdrehung der Faserenden liegen oder am Auftreten von Mikroverformungen an der Kontaktfläche aus PVC. Für den Gesamtverlauf wird der Beiwert μ_0 von etwa 0,71 geschätzt.

Analog zu den Paarungen mit den Kontaktflächen R_1 finden in den drei Paarungen keine signifikanten Verschiebungen der Kurvenverläufe auf der horizontalen oder auf der vertikalen Achse statt. Dies wiederholt sich sogar in alle Zyklen. Bei Zunahme der Normalkraft F_N zeigt sich ein linearer Verlauf als bei den Paarungen mit den Kontaktflächen R_1 und R_0 , mit Ausnahme der Paarung mit Stahl. Die Paarung mit Aluminium zeigt den linearsten Verlauf der drei Paarungen. Hingegen ist die Paarung mit PVC sehr vielversprechend, da dabei die höchste maximale Reibkraft bei einem ähnlich linearen Verlauf gezeigt wird. Die maximale Haftkraft steigt bei der Paarung mit der Kontaktfläche aus Stahl um Faktor 1,5, bei Aluminium um Faktor 2,4 und bei PVC um Faktor 1,17, im Vergleich zu den Paarungen mit den Kontaktflächen R_1 .

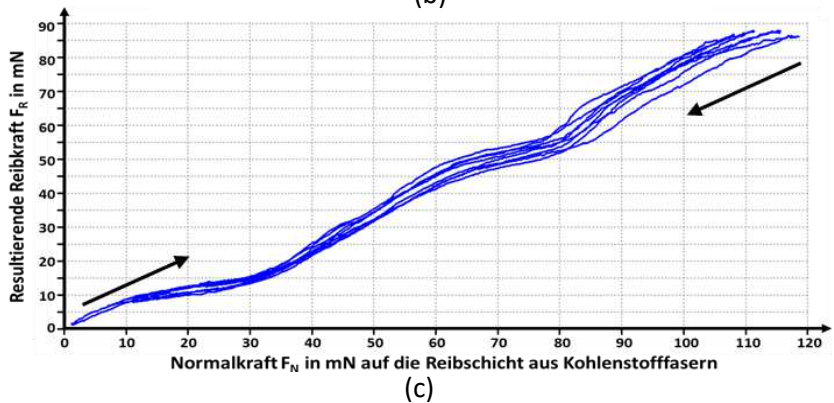
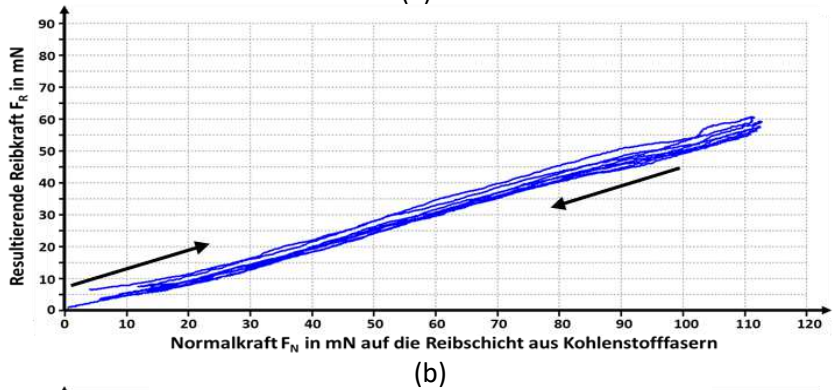
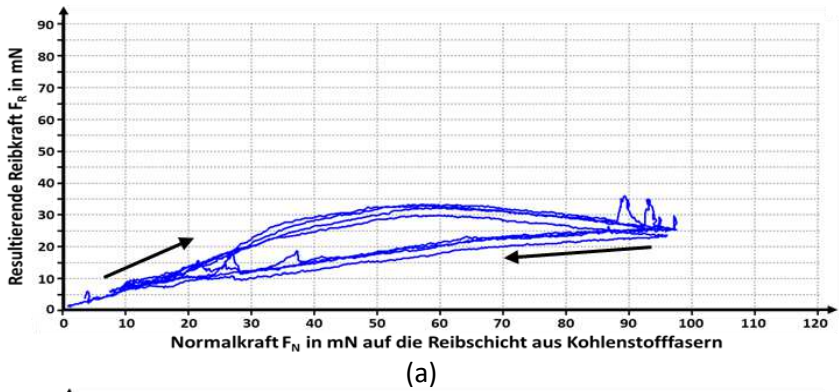


Abbildung 6.13 Messergebnisse bei der Paarung des Faserarrays mit Kontaktflächen R_2 aus Stahl (a), Aluminium (b) und PVC (c). Die Pfeile zeigen die Verlaufsrichtung des Eingangshubs.

i.d) PAARUNG DES KOHLENSTOFFFASER-ARRAYS MIT KONTAKTFLÄCHEN R_2

Abbildung 6.14 stellt die Messergebnisse aus der Charakterisierung der Paarung des Faserarrays mit Kontaktflächen aus Stahl (a), Aluminium (b) und PVC (c) dar. Die Höhe der Asperiten von den aufgerauten Flächen betragen bis um $30\text{ }\mu\text{m}$ und sind um Faktor 10 größer als die der Kontaktflächen R_1 .

Abbildung 6.14 (a) zeigt den Verlauf der Kraftübertragung zwischen dem Faserarray und der Kontaktfläche aus Stahl. Im Gegensatz zur vorherigen Paarung zeigt sich dabei keine überwiegende große Abweichung im Kurvenverlauf zwischen der Zu- und Abnahme der Normalkraft, bzw. bei steigendem und anschließend sinkendem Eingangshub. Dies ist auf die überwiegende Haftreibung in der Paarung zurückzuführen.

Die Darstellung des Kraftverhältnisses weist eine wellige Form auf, die sich bei der langsamen und zyklischen Entwicklung des sinusförmigen Eingangshubs, bzw. bei der Zu- und Abnahme der Normalkraft F_N ergeben. In der Abbildung 6.14 (a) wurden diese welligen Verläufe in 7 Abschnitten gekennzeichnet. Dabei deuten die Pfeile die Richtung der Verläufe an. In der Mitte des Verlaufs wurde die gestrichelte lineare Tendenzlinie in roter Farbe für die Einschätzung des Reibbeiwertes μ_0 gezeichnet. Dieser weist Werte von bis zu 0,5 bei Normalkräfte $\leq 100\text{ mN}$ und darüber hinaus etwa 0,2 auf.

Man führt dieses Verhalten auf das Verhaken, Rutschen und Wiederverhaken der Faserenden an der Oberfläche zurück. Die Paarung mit der Kontaktfläche R_3 weist höhere Normal- und Reibkräfte auf. Dies deutet wieder daraufhin, dass durch die Oberflächenbeschaffenheit eine stärkere Anpassung der Fasern an die Kontaktfläche bei steigendem Eingangshub stattfindet. Dennoch ist die wellige Form der Aufnahme ein Hinweis darauf, dass die maximale Haftkraft $F_{H,max}$ während der Verdrehung der Faserenden in der Paarung mehrmals überschritten wird. Außerdem zeigt sich der wellenförmige Verlauf des Kraftverhältnisses sowohl bei Zunahme als auch bei Abnahme der Normalkraft F_N und er überschneidet sich dabei wiederholt.

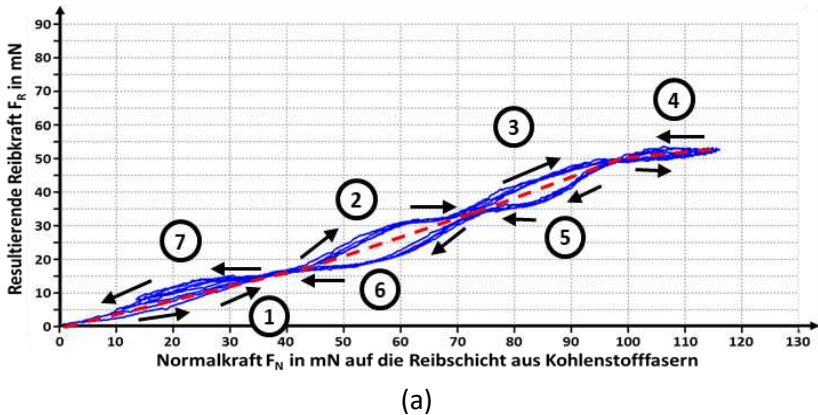
Abbildung 6.14 (b) zeigt den Verlauf zwischen F_N und F_R bei der Paarung des Faserarrays mit der Kontaktfläche R_3 aus Aluminium. Die Kurve zeigt wieder ein nicht vernachlässigbares Hystereseverhalten, das sich vorwiegend bei der Rückführung des Eingangshubes aufgrund der Abnahme des Haftreibungsanteils ergibt. Dies weist auf die Wiederverschlechterung der Paarung hin. Jedoch ergibt sich dabei eine Erhöhung der Kräfte, die auf die

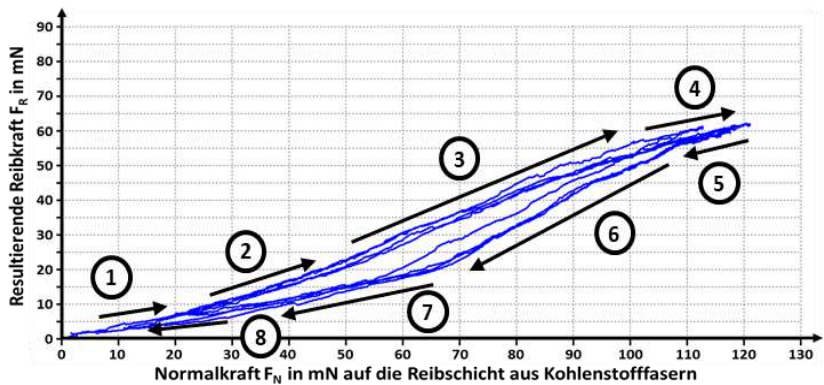
elastische Anpassung der Fasern an die aufgeraute Fläche zurückzuführen ist. Die Kurve wurde in 8 Abschnitte aufgeteilt, in welchen sich nahezu gerade Verläufe zeigen. Dabei variiert der Reibbeiwert μ_0 zwischen 0,26 im Abschnitt ⑧ und 0,5 bei ② und ③.

Bei steigender Normalkraft F_N ist die rückläufige Verrückung der Kontaktfläche von kleineren Verschiebungen geprägt, die sich durch die Rückfederung der Führung der Kontaktfläche ergeben. Zudem ist das Verhältnis zwischen den Kräften größer bei der Steigung der Normalkraft F_N , bzw. des Eingangshubs.

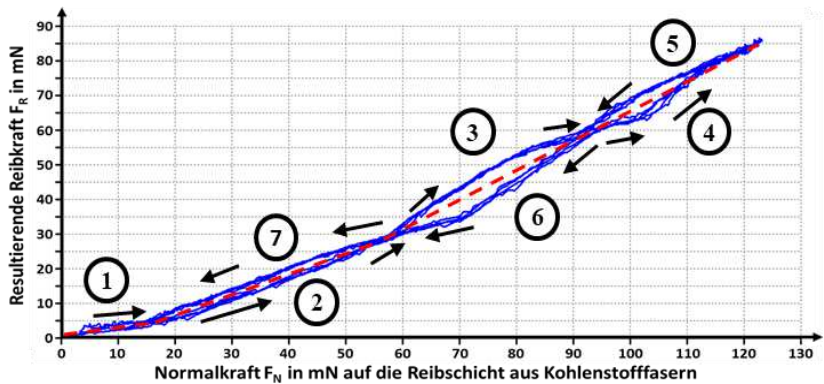
Abbildung 6.14 (c) stellt den Verlauf des Verhältnisses zwischen F_N und F_R bei der Reibpaarung des Faserarrays mit der Kontaktfläche R_3 aus PVC vor. Dabei ergeben sich wiederholt Überschneidungen in den Zyklen von Zu- und Abnahme der Normalkraft F_N , wie bei Abbildung 6.14 (a).

Der Verlauf wird in 7 Abschnitten vorgestellt, die zusammen mit den Pfeilen auf die Entwicklung der Kräfte hindeuten. Dabei wird der Reibbeiwert anhand der gestrichelten Tendenzlinie in je zwei zusammenliegenden Abschnitten evaluiert. Im Abschnitt ①, mit steigender Normalkraft F_N bis auf etwa 16 mN, nimmt μ_0 den Wert von 0,31 an. Im Abschnitt ② und ⑦ liegt der Reibbeiwert μ_0 bei etwa 0,65 für Normalkräfte bis 53 mN. Für die Abschnitte ③ und ④, bzw. ⑤ und ⑥ wurde μ_0 anhand der Tendenzlinie im Bereich von $53 \text{ mN} < F_N \leq 123 \text{ mN}$ auf 0,8 geschätzt.





(b)



(c)

Abbildung 6.14 Messergebnisse bei der Paarung des Faserarrays mit Kontaktflächen R_3 aus Stahl in (a), aus Aluminium in (b) und aus PVC in (c). Die Pfeile zeigen die Verlaufsrichtung des Eingangshubs.

Die Verhältnisse der Paarungen mit den Kontaktflächen R_3 sind trotz hoher Kräfte aufgrund des wechselhaftenden Verlaufs in der Entwicklung der Kräfte komplexer geworden. Dabei lässt sich ein einfacher Wert für den Reibbeiwert μ_0 nur in Abschnitten definieren. Dagegen erwies sich die Paarung des Faserarrays mit den Kontaktflächen R_2 aufgrund der Verlaufsform des Kraftverhältnisses als vielversprechender. Bei den Messungen mit diesen Kontaktflächen aus Aluminium und PVC ergaben sich linear-ähnliche

Verhältnisse zwischen der Reibkraft F_R und der Normalkraft F_N . Bei der Paarung mit den stärker aufgerauten Kontaktflächen R_3 sind die Verläufe der Kraftübertragung hingegen nicht mehr linear. Dabei ergibt sich keine nutzbare Steigerung der Reibkräfte. Daher wird die Vorbereitung der Oberflächen R_2 mit einem Verhältnis zwischen Asperitenhöhen und Faserdurchmesser von 9:6 für die Untersuchung der Paarung mit den um 90° verdrehten Rauheitslinien im folgenden Abschnitt eingesetzt.

In den vorgestellten Untersuchungen wurde beobachtet, dass die Oberflächenbeschaffenheit der Kontaktfläche in der Reibpaarung mit dem elastischen Reibkörper aus einzelnen und biegsamen Kohlenstofffasern eine nicht vernachlässigbare Rolle spielt.

In einer solchen Interaktion muss berücksichtigt werden, dass neben den Eigenschaften des Materials die Größenordnungen von Asperiten aus der Kontaktfläche und von den Faserenden zur Verbesserung oder Verschlechterung der Reibverbindung führen können. In den Experimenten wiesen Verhältnisse von Asperitenhöhen zu Faserdurchmesser schwächere Reibpaarungen auf, die höher oder kleiner als 1,5 sind. Zudem wiesen die Paarungen mit aufgerauten Kontaktflächen aus PVC höhere Reibkräfte auf. Der Grund dafür kann daran liegen, dass bei der Verdrehung der Faserenden während der Reibpaarung elastische Mikroverformungen an der Kontaktfläche stattfinden, die zur Weiterführung des bestehenden Haftreibungskontakts führen.

Im folgenden Abschnitt wird auf die Untersuchung des Einflusses der Richtung der Rauheitslinien in der Paarung der Faserarrays mit den Kontaktflächen R_2 eingegangen.

ii) EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNG DES EINFLUSSES DER OBERFLÄCHENTOPOLOGIE AUF DIE PAARUNG

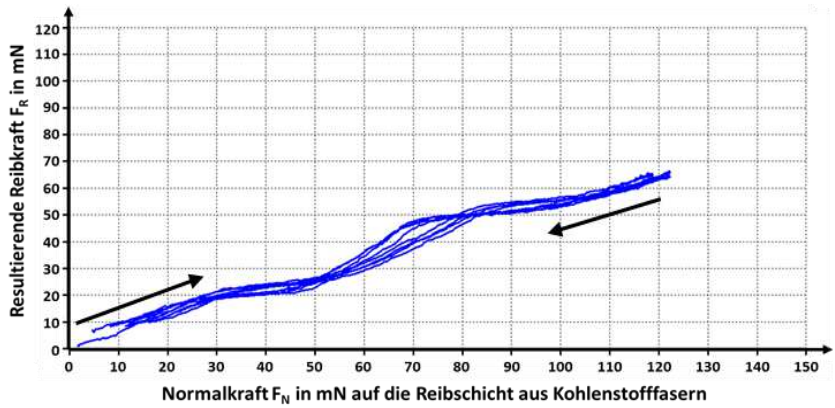
In diesem Abschnitt wird die Untersuchung der Reibpaarung des Kohlenstofffaserarrays mit Kontaktflächen aus Stahl, Aluminium und PVC vorgestellt, deren Rauheitslinien nach der Bearbeitung der Kontaktflächen R_2 um 90° verdreht vorbereitet wurden. Diese Kontaktflächen werden als R_4 bezeichnet. Ziel dabei ist die Erhöhung der Reibverhältnisse, da eine stärkere der Ankopplung der Faserenden an den Rauheitslinien erwartet wird.

Abbildung 6.15 zeigt das messtechnisch aufgenommene Verhältnis zwischen Reibkraft F_R , auf der vertikalen Achse, und Normalkraft F_N , auf der horizontalen Achse, bei der Paarung des Faserarrays mit der Kontaktfläche R_4 aus Stahl (a), Aluminium (b) und PVC (c). Die Achseneinheiten sind in mN dargestellt. Bei den abgebildeten Kraftverhältnissen werden die Paarungen über zwei Drehungen der Exzentrerscheibe mit 4 Exzentrizitäten evaluiert.

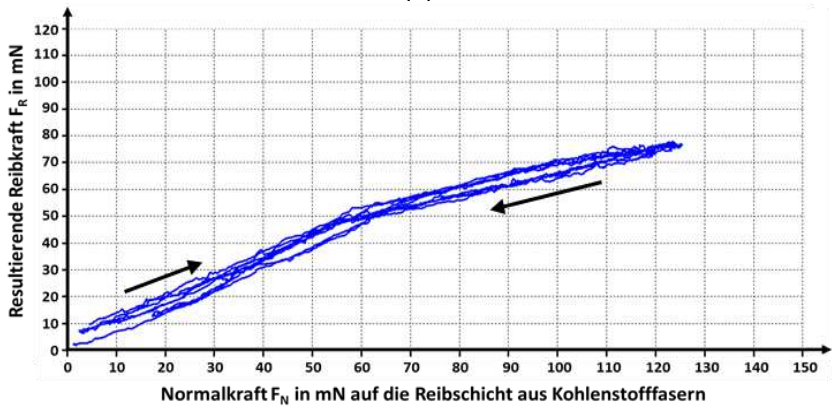
Bei der Paarung von Abbildung 6.15 (a), zeigt sich ein Kurvenverlauf, aus welchem eine lineare Tendenz gerechnet werden kann. Dies vereinfacht die Einschätzung des Reibbeiwertes μ_0 . Die wellige Form in der Mitte des Verlaufs ist auf die schubweise Verrückung der Faserenden auf der Kontaktfläche zurückzuführen. Bei der Aufnahme treten weder hystereseeähnliche Verläufe noch vertikale oder horizontale Verschiebungen zwischen Messzyklen auf. Dies deutet auf eine Kraftübertragung hin, die unter überwiegender Haftreibung stattfindet. Die Paarung weist eine maximale Reibungskraft $F_{H,max}$ von 65 mN bei 123 mN der Normalkraft F_N auf. Diese Kraftwerte ergeben sich am höchsten Punkt der Amplitude des Eingangshubs. Bei der Paarung wird ein Reibbeiwert μ_0 von etwa 0,55 errechnet.

Bei der Paarung mit Aluminium von Abbildung 6.15 (b) zeigt sich ähnlich wie bei der Paarung mit Stahl von Abbildung 6.15 (a) ein linear-ähnlicher Verlauf. Allerdings ergibt sich ein Knick bei 60 mN der Normalkraft F_N , bzw. 47 mN der Reibkraft F_R . Man schätzt, dass der maximalen Haftreibungskraft $F_{H,max}$ überschritten ist. Darüber hinaus wirkt die Paarung wieder stabil. Für den Bereich der Kraftübertragung wurde ein Reibbeiwert μ_0 von ca. 0,78 errechnet. Nach dem Knick ergibt sich der maximale Wert der Haftreibung in der Reibpaarung bei 79 mN gegenüber 125 mN von F_N , mit μ_0 bei etwa 0,5.

Auch bei der Paarung mit der Kontaktfläche aus PVC von Abbildung 6.15 (c) zeigt sich ein nahezu linearer Verlauf mit Wellen. Diese sind in dieser Paarung schwach und wiederholen sich zyklisch an den gleichen Stellen. Die registrierte maximale Reibkraft F_R während der Untersuchungen liegt bei 114 mN gegenüber 142 mN von F_N . Dabei liegt der Reibbeiwert bei etwa 0,8.



(a)



(b)

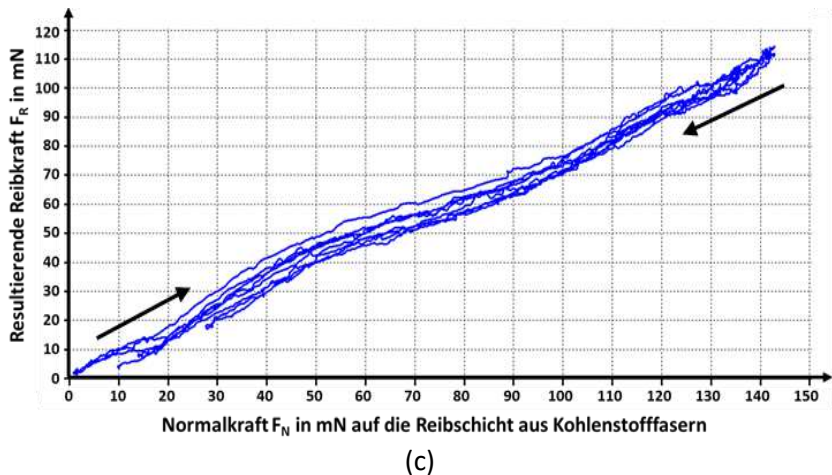


Abbildung 6.15 Messergebnisse bei der Paarung des Faserarrays mit Kontaktflächen R_4 aus Stahl (a), Aluminium (b) und PVC (c). Die Pfeile zeigen die Verlaufsrichtung des Eingangshubs.

Bei den vorgestellten Untersuchungen zeigen sich weiche Abweichungen in den Kurvenverläufen, z.B. in Form eines leichten Knicks bei der Paarung mit Aluminium in Abbildung 6.15 (b), oder von Wellen bei der Paarung mit Stahl in Abbildung 6.15 (a) und PVC in Abbildung 6.15 (c). Bei der Interaktion zwischen Fasern und Kontaktflächen bilden die Rauheitslinien eine physikalische Barriere, die das Rutschen der Faserenden erschweren. Dabei findet eine Erhöhung der Normalkraft bei der Steigung des Eingangshubs statt. Dies führt zur Erhöhung der Haftreibungskräfte in der Paarung.

Überwiegend zeigen diese Paarungen eine deutliche Verbesserung bezüglich der Höhe der Reibkräfte und des Reibbeiwerts und bezüglich der Linearität im Verhältnis zwischen beiden Kräften. Dabei lassen sich die drei Kraftübertragungen mit wenig Aufwand anhand von μ_0 evaluieren. Die registrierten maximalen Haftreibungskräfte geben einen Einblick in den Kraftbereich, in welchem die Hubübertragung gesichert stattfinden kann.

Die Paarung der Kontaktfläche R_4 aus PVC weist einen Reibbeiwert μ_0 auf, der um Faktor 1,48 größer als bei der Paarung mit Stahl und um Faktor 1,02 größer als bei der Paarung mit Aluminium ist. Ebenso ist dabei die erreichte maximale Haftkraft um Faktor 1,67 höher als bei der Paarung mit Stahl und

um Faktor 1,44 höher als bei der Paarung mit Aluminium. Aus diesen Gründen wird die Kontaktfläche aus PVC mit der Oberfläche R_4 aus den Untersuchungen für die Kontaktfläche der Wimpernantriebe ausgewählt. Mit dieser Paarung wird im folgenden Abschnitt die Hubübertragung evaluiert.

iii) EXPERIMENTELLE VALIDIERUNG DES HUBÜBERTRAGUNGSVERHÄLTNISSES

Dieser Abschnitt beschreibt die Messergebnisse der experimentellen Untersuchungen des Verhältnisses zwischen Eingangs- und Ausgangshub bei orthogonaler Belastung des Kohlenstofffaserarrays. Dadurch wird das in Kapitel 4 errechnete Verhältnis der Hubübertragung für Wimpernantriebe im orthogonalen Betriebsmodus validiert.

Die Untersuchungen wurden am gleichen Messplatz durchgeführt. Dabei wurde die Kontaktfläche R_4 aus PVC und eine weitere Exzentrerscheibe mit Exzentrizitäten im Bereich von $300\ \mu\text{m}$ verwendet. Um die horizontale Führung der Kontaktfläche ohne hohe Rückfederung zu gewährleisten, wurden Blattfedern der Materialdicke von $0,05\ \text{mm}$ eingesetzt. Die Federsteifigkeit der Führung beträgt $0,042\ \text{mN}/\mu\text{m}$.

In den Messungen wurde der Lasertriangulator optoNCDT 1605-2 der Firma Micro-Epsilon Messtechnik GmbH & Co. KG genutzt, der die Drehung des Exzenters auf der Hinterseite des Messaufbaus mit einer Phasenverschiebung von 90° zum Messverlauf registriert. Die Phasenverschiebung wurde nachträglich in der Software LT-Spice für den Vergleich zwischen Eingangs- und Ausgangshub aufgehoben.

Abbildung 6.16 stellt das aufgenommene Verhältnis zwischen Eingangs- und Ausgangshub während der orthogonalen Belastung des Faserarrays gegen die Kontaktfläche R_4 aus PVC dar. Mit ausgewählter weicher Führung der Kontaktfläche ergibt sich dabei kein signifikantes Rutschen der Fasern auf der Kontaktfläche. In der Graphik sind drei Vergleichspunkte markiert, welche in Kapitel 4 bei der Evaluierung des Hubübertragungsverhältnisses verwendet wurden. Beim Messpunkt A ergibt sich ein Verhältnis von 0,92 bei einem Eingangshub von $100\ \mu\text{m}$ und einem Ausgangshub von $92\ \mu\text{m}$. Beim Messpunkt B liegt das Verhältnis bei 0,85 bei einem Eingangshub von $200\ \mu\text{m}$ gegenüber einem Ausgangshub von $170\ \mu\text{m}$. Beim Messpunkt C besteht ein Verhältnis von 0,8 bei einem Eingangshub von $300\ \mu\text{m}$ und einem Ausgangshub von $240\ \mu\text{m}$.

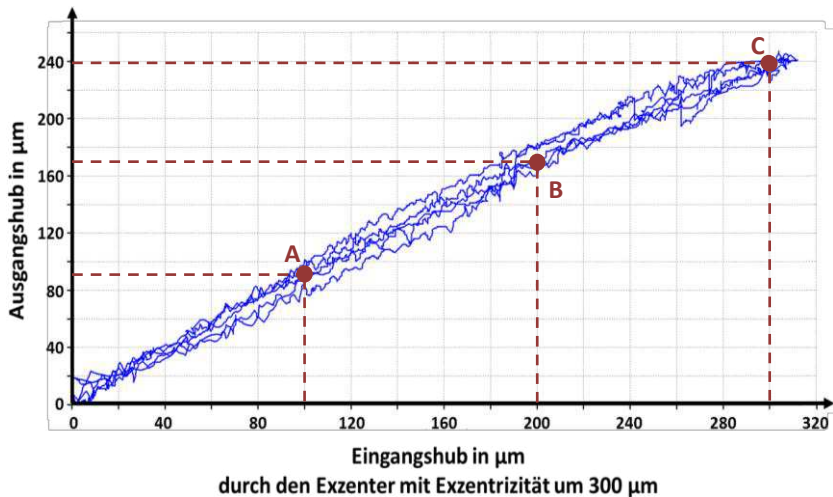


Abbildung 6.16 Gemessenes Verhältnis zwischen Eingangs- und Ausgangshub am Faserarray für Wimpernantriebe im orthogonalen Betriebsmodus. Dabei bildet die horizontale Achse den Eingangshub und die vertikale Achse den Ausgangshub ab. Beide Achsen sind in μm dargestellt. Der Eingangshub weist anhand der vorbereiteten Exzenterzscheibe Amplitudengrößen bis zu etwa $310\ \mu\text{m}$ auf.

Die gemessene Hubübertragung läuft über die drei Referenzpunkte A, B und C aus dem eingesetzten Modell für die große Biegeverformung von Kohlenstofffasern aus Kapitel 4. Diese Übereinstimmung deutet darauf hin, dass sich das Biegemodell für die Einzelfaser unverändert auf das Faserarray von 48000 Fasern übertragen lässt. Somit kann sicher ausgesagt werden, dass dieses Verhältnis die Hubübertragung des elastischen Reibkörpers aus Kohlenstofffasern von Wimpernantrieben im orthogonalen Betriebsmodus abbildet.

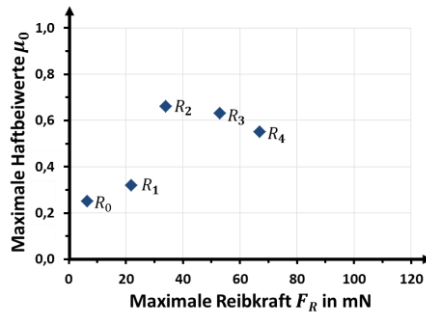
6.3. ZUSAMMENFASSUNG UND AUSSAGEN AUS DEN MESSERGEBNISSEN

In diesem Kapitel wurde die Kontaktfläche für den elastischen Reibkörper aus Kohlenstofffaser-Arrays der Faserneigung von 45° bei der Arrayhöhe von $1,5\ \text{mm}$, deren Herstellung in Kapitel 5 beschrieben wurde, ausgewählt. Der Durchmesser der etwa 48000 Fasern beträgt $6\ \mu\text{m}$.

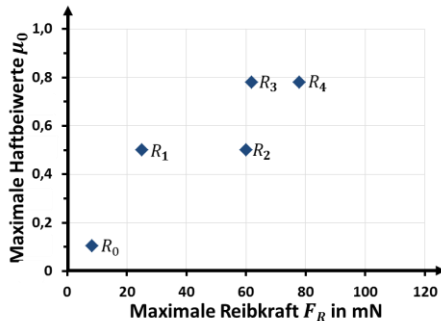
Untersucht wurden Kontaktflächen aus Stahl, Aluminium und PVC mit vier verschiedenen Oberflächenbeschaffenheiten. Dabei wurden die Kontaktflächen in Richtung der Kraftübertragung aufgeraut. Aus den Flächen mit Asperitenhöhen im Bereich von 1, 3, 9 und 30 μm , die jeweils R_0 bis R_3 benannt wurden, wiesen die Kontaktflächen R_2 die beste Paarung auf. Anschließend wurden die drei Kontaktfläche nach der Oberflächenaufbereitung von R_2 mit Rauheitslinien um 90° gedreht vorbereitet, um den Einfluss der Oberflächentopologie auf die Paarung zu untersuchen. Diese Flächen wurden als R_4 bezeichnet.

Abbildung 6.17 stellt zusammenfassend die maximalen Werte des Reibbeiwertes μ_0 und der Reibkraft F_R aus den Untersuchungen mit den Oberflächen R_0, R_1, R_2, R_3 und R_4 für Kontaktflächen aus Stahl (a), Aluminium (b) und PVC (c) dar. Dabei zeigt sich, dass ab den Kontaktflächen R_2 mit Asperitenhöhen bis 9 μm , F_R und μ_0 steigen. In den experimentellen Untersuchungen dieser Kontaktflächen zeigte sich keine Hysterese bei der Entwicklung der Kraftübertragung bei den Kontaktflächen aus Aluminium und PVC.

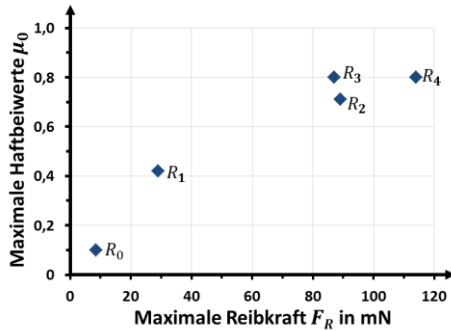
Bei der Darstellung der Paarung mit Kontaktflächen aus Stahl von Abbildung 6.17 (a) sinkt μ_0 ab den Oberflächen R_2 von 0,66 auf 0,55 während die Reibkraft von 34 auf 67 mN steigt. Dies deutet auf eine Verschlechterung der Haftreibungskräfte hin, die auf Gleitreibung bei der Drehung der Faserenden während der Entwicklung des Eingangshubs zurückzuführen ist. Im Gegensatz dazu steigen beide Größen sprunghaft an bei den zwei anderen und weicheren Materialien: für Aluminium in Abbildung 6.17 (b) und für PVC in Abbildung 6.17 (c). Außerdem sind alle Faserlängen nicht gleich lang. Somit ist die mittlere vertikale Auslenkung geringer als angenommen. Die Steigerung des Reibbeiwerts μ_0 macht sich deutlich bemerkbar bei R_2 zu R_3 . Die Steigerung von R_3 zu R_4 zeigt sich insbesondere bei der Reibkraft, welche am höchsten bei der Paarung mit PVC ist. Das kann daran liegen, dass der Reibkontakt der Faserenden mit der Oberfläche während ihrer Drehung nicht abbricht. Die Verbesserung der Paarung ist dabei auf die elastischen Mikroverformungen der Kontaktfläche zurückzuführen. Die Paarung der Faserarrays mit der Kontaktfläche R_4 aus PVC mit dem Reibbeiwert μ_0 von etwa 0,8 erwies sich somit als geeignet für die Wimpernantriebe.



(a)



(b)



(c)

Abbildung 6.17 Zusammenfassende Darstellung der Entwicklung des Reibbeiwertes μ_0 und der Reibkraft F_R bei den Paarungen des Faserarrays mit den Oberflächen R_0 , R_1 , R_2 , R_3 und R_4 aus Stahl (a), Aluminium (b) und PVC (c). Dabei sind die maximalen registrierten Werte dargestellt.

Das Übertragungsverhältnis des Hubs von 0,85 der biegsamen Fasern beim vertikalen Eingangshub von $200\text{ }\mu\text{m}$ wurde beim Reibkontakt zwischen Faserarrays und Kontaktfläche R_4 aus PVC experimentell verifiziert. Diese Größe wurde aus den Analysen von Kapitel 4 als Eingangshub für den Kohlenstofffaser-Reibkörper von Wimpernantrieben im orthogonalen Betriebsmodus vorgeschlagen und anschließend experimentell für den Bereich von 142 mN von F_N für das Array von 48000 Fasern verifiziert.

Im folgenden Abschnitt wird ein Vergleich zwischen den Messergebnissen und dem analytischen Modell des Biegeverhaltens der Fasern gezogen, das in Kapitel 4 vorgestellt wurde. Abschließend folgt ein Einblick in die Vergleichsdarstellung der Kraft- und Hubübertragungsverhältnisse bei der Biegebeanspruchung der Einzelfaser und in die Einschätzung der Eigenfrequenzen der Einzelfasern für Höhen des Reibkörpers von 0,5, 1 und 1,5 mm.

6.3.1. VERGLEICH DER MESSERGEBNISSE MIT DEM EINGESETZTEN MODELL DES BIEGEVERHALTENS DER EINZELFASER

Im Diagramm von Abbildung 6.18 sind die resultierende Horizontalverschiebung auf der linken Vertikalachse und die Reibkraft auf der rechten Vertikalachse aus der Paarung der Kontaktfläche R_4 aus PVC mit dem Faserarray aus 48000 Kohlenstofffasern bei steigendem Eingangshub dargestellt. Auf der Horizontalachse ist der Eingangshub des Faserarrays dargestellt. Im Diagramm entsprechen die durchgezogene Linie der Horizontal-verschiebung und die gestrichelten Linien den Reibkräften. Die grau gestrichelte Linie zeigt dabei die Reibkraft für das Faserarray, die aus dem Modell von Kapitel 4 hochgerechnet wurde, und die schwarz gestrichelte die Reibkraft, die aus den Modellen der experimentellen Ergebnisse angepasst wurde. Dabei unterscheiden sich die Reibkräfte beim Eingangshub von $200\text{ }\mu\text{m}$ in etwa 30 %. Die Reibkräfte mit grauem Hintergrund in der Darstellung können in künftigen Arbeiten untersucht werden.

Der Kraftverlust aus dem Unterschied beider Verläufe der Reibkräfte kann darauf hindeuten, dass nicht alle Fasern gleich gebogen werden. Das kann am Kontakt unter Fasern aufgrund von Vorbiegungen liegen, die sich durch den Kontakt der Faserenden mit der rauen Fläche ergeben. Außerdem, es kann nicht gesichert werden, dass alle Fasern gleich lang sind. Somit kann die mittlere vertikale Auslenkung effektiv geringer sein als angenommen.

Die Abstände zwischen Kohlenstofffasern des Arrays machen es möglich, dass der entwickelte elastische Reibkörper bis zur Durchbiegung der Fasern belastet werden kann, ohne dass Faserbrüche aufgrund von Reibung zwischen Fasern auftreten. Dennoch kann aus den Experimenten geschlossen werden, dass bei einer Erhöhung dieser Abstände das Potential besteht, dass die Reibkraft für den untersuchten Bereich des Eingangshubs für den Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus um 30 % verbessert wird. Dieses Ziel lässt sich auch über kürzeren Fasern erreichen. Dabei liegt die Herausforderung im Prozess der der Arrayherstellung.

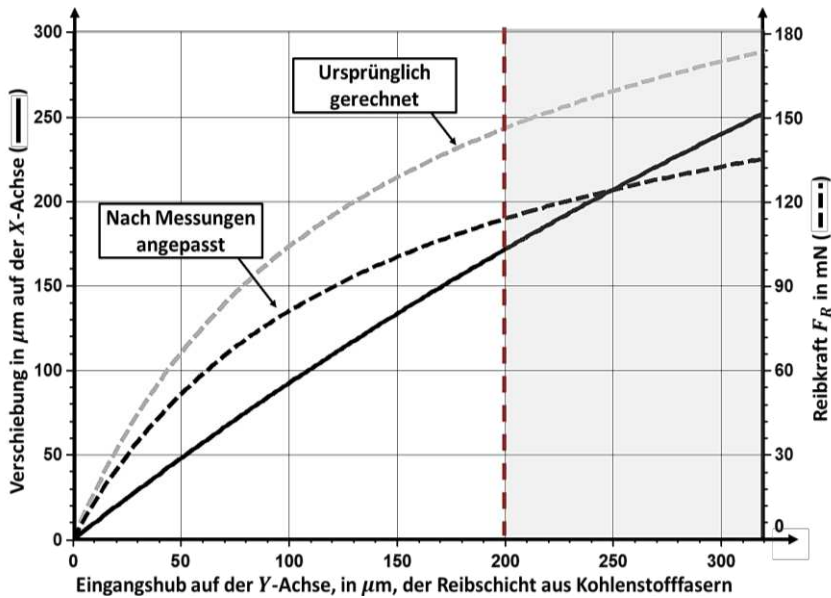


Abbildung 6.18 Darstellung der Verläufe des Ausgangshubs, dargestellt mit durchgezogener Line, und der Reibkraft, dargestellt mit gestrichelten Linien, bei steigendem Eingangshub für den orthogonalen Betriebsmodus des Wimpernantriebs bis zur Faserdurchbiegung. Dabei sind zum Vergleich zwei Modelle der Reibkräfte dargestellt, die ursprünglich gerechnete Reibkraft vs. die Reibkraft, die an die experimentellen Ergebnisse angepasst wurde. Die rote Linie stellt dabei den ausgewählten Eingangshub dar.

Anhand der Anpassungen zum Modell werden in Abbildung 6.19 der Verlauf der Eigenfrequenz f_c der Einzelfasern, ihr horizontaler Anteil f_x und ihr

vertikaler Anteil f_y dargestellt. Auf der Horizontalachse ist der Eingangshub dargestellt. Die Kurven sind dabei mit jeweils durchgezogener, gestrichelter und gepunkteter Linie dargestellt. Beim Eingangshub von $200\ \mu\text{m}$ liegt die Eigenfrequenz f_c bei etwa 880 Hz, bei etwa 590 Hz für $f_{c,x}$ und bei ca. 850 Hz für $f_{c,y}$.

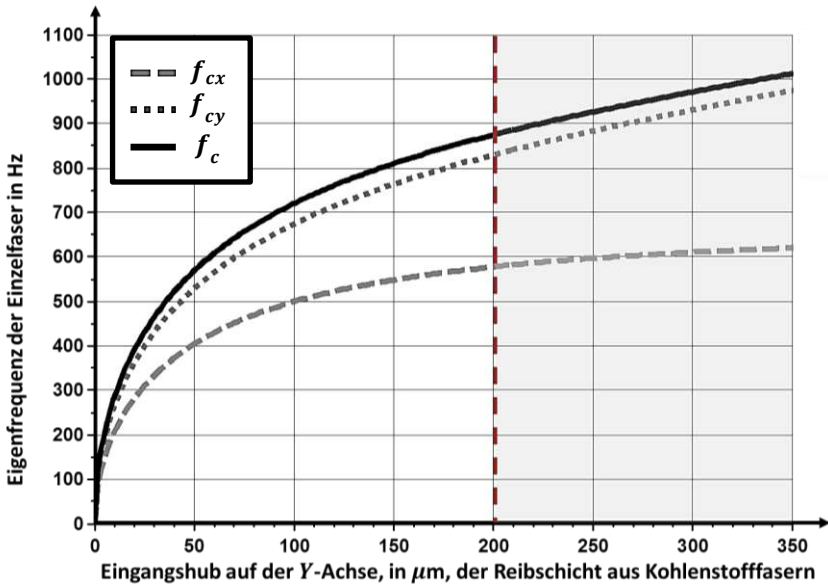


Abbildung 6.19 Darstellung der Eigenfrequenz f_c der Einzelfaser mit ihren horizontalen und vertikalen Anteilen. f_c ist mit durchgezogener Linie abgebildet, $f_{c,x}$ mit gestrichelter und $f_{c,y}$ mit gepunkteter Linie.

Bei der Reibpaarung kann nicht angenommen werden, dass Haftreibung ohne Ausnahmen bei dynamischen Anregungen in jeder Interaktion zwischen Faserenden und Kontaktfläche stattfindet. Dafür wird ein ausführliches mechanisches Modell benötigt, das sowohl die Reibpaarung als auch die großen Biegeverformungen der Fasern in hochdynamischen Fällen umfassend beschreibt. Dies wurde in dieser Forschungsarbeit mit großem experimentellem Anteil nicht durchgeführt. Da ein solcher Aufwand den Zeitrahmen der Forschungsarbeit sprengt, wird eine solche Erweiterung für künftige Projekte zu Wimpernantrieben empfohlen.

Das Verhältnis von Oberflächentopologie und Faserverteilung kann in künftigen Forschungsarbeiten in Hinsicht auf die Vermeidung des Kontakts unter Fasern für die Optimierung der Übertragungskräfte ausgebaut werden. Denn dies ist eine Fragestellung zur technologischen Gestaltung der Kontaktfläche. Diese Fragenstellung kann z.B. im Nachfolgeprojekt PlateDrive durchgeführt werden, das die Entwicklung planarer Rotationsantriebe basierend auf dem Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus zum Ziel hat. Das Projekt wurde vom Autor dieser Arbeit geschrieben und von der Deutschen Forschungsgemeinschaft finanziert.

Bei den Untersuchungen wurde am Messplatz der Eingangshub kontinuierlich mit der Form einer Sinuswelle durch die Exzentrerscheibe im quasistatischen Betrieb eingeleitet. Dabei zeigten sich gleiche Haftreibungsverhältnisse bei der Zu- und Abnahme des Eingangshubs. Aus diesem Grund erwies sich die Sinusanregung als nicht passende Anregungsform für die unidirektionale Kraftübertragung des Antriebs. Daher wurden bei der Inbetriebnahme des Wimpernantriebs vom Kapitel 9 weitere Ansteuersignale für die Piezokeramik untersucht.

Um den Vorteil der technologischen Herstellung von Faserarrays mit kürzeren Fasern für künftige Arbeiten zu evaluieren, wird im folgenden Abschnitt anhand des angepassten Modells ein analytischer Vergleich der Großverformungen, der Reibkräfte und der Eigenfrequenzen unter Einzelfasern verschiedener Längen durchgeführt.

6.3.2. VERGLEICH DER ELASTISCHEN EIGENSCHAFTEN VON EINZELFASERN ANDERER LÄNGEN BEI DER REIBPAARUNG MIT AUSGEWÄHLTER KONTAKTFLÄCHE

Bisher wurden das Biegemodell und die Messergebnisse aus den Experimenten für Fasern mit der Neigung von 45° bei der Höhe des Reibkörpers von 1,5 mm vorgestellt. Der elastische Reibkörper wurde aufgrund der technologischen Möglichkeiten der Herstellung von Kapitel 4 auf diese Höhe eingeschränkt. In dieser Arbeit schließt man jedoch nicht aus, dass der Reibkörper mit kleineren Höhen gefertigt werden kann. Im Gegenteil, man empfiehlt die Ausarbeitung dieser Fragenstellung für künftige Erweiterungsarbeiten. Daher wird in diesem Abschnitt zum Vergleich ein Einblick in die Übertragungsverhältnisse von Kraft und Hub und in das Frequenzverhalten der Einzelfaser für Höhen des elastischen Reibkörpers von 0,5 mm, 1 mm und 1,5 mm gegeben. Dabei wird von Kräften und Hüben

ausgegangen, die bei ausgewählter Paarung für die Wimpernantriebe eingesetzt werden.

Abbildung 6.20 stellt den Vergleich der Kraft- und Hub-Übertragungsverhältnisse bei der Paarung von Faserarrays von 48000 Fasern der Höhe H von 0,5 mm in grüner Farbe, von 1 mm in grau und von 1,5 mm in schwarz dar. Auf der horizontalen Achse ist der Eingangshub abgebildet, auf der linken vertikalen Achse der Ausgangshub und auf der rechten vertikalen Achse die Reibkraft. Die durchgezogenen Linien stellen den Ausgangshub dar und die gestrichelten Linien die Reibkraft. Der erste beträgt bei einem Eingangshub von $200\ \mu\text{m}$ etwa $130\ \mu\text{m}$ bei einer Reibkörperhöhe H von 0,5 mm, ca. $155\ \mu\text{m}$ bei 1 mm und $170\ \mu\text{m}$ bei 1,5 mm. Bei der Reibkraft ergeben sich dabei 1470 mN beim Reibkörper mit der Höhe H von 0,5 mm, 300 mN bei 1 mm und ca. 114 mN bei 1,5 mm.

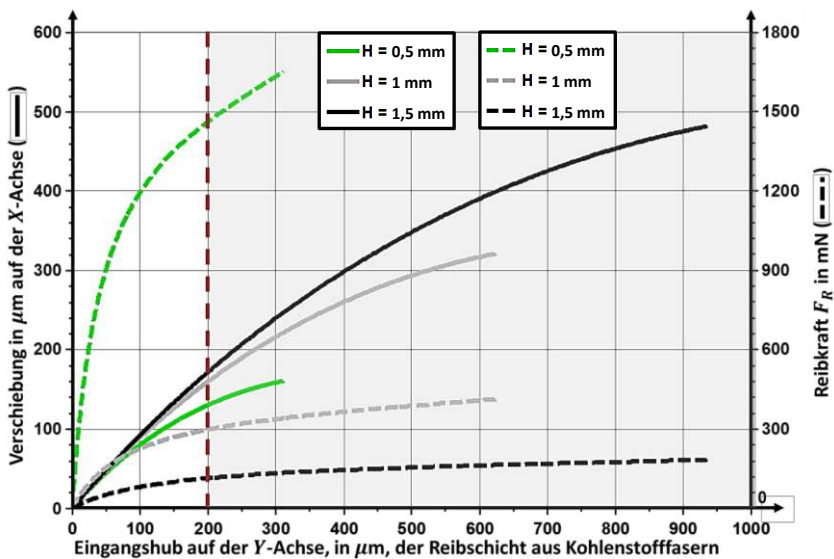


Abbildung 6.20 Vergleichsdarstellung der Übertragungsverhältnisse von Hub und Kraft für den Reibkörper von etwa 48000 Fasern mit Höhen von 0,5, 1 und 1,5 mm und Faserneigung von 45° bei steigendem Eingangshub. Der Verlauf der Kurven ist bis zur Durchbiegung der Fasern dargestellt.

Bei dem Vergleich lässt sich anmerken, dass bei längeren Fasern die Übertragung von Hub größer wird, während sich die Übertragung von Kraft umgekehrt entwickelt. Der Ausgangshub bei der Höhe H des Reibkörpers von 1,5 mm ist um Faktor 1,1 größer als bei 1 mm und um Faktor 1,3 als bei 0,5 mm. Hingegen ist die Reibkraft bei der Höhe H von 0,5 mm um Faktor 4,9 größer als bei 1 mm und um Faktor 12,9 größer als bei 1,5 mm.

In ähnlicher Weise ergibt sich eine Steigerung der Eigenfrequenz der Einzelfasern bei der Verringerung der Faserlängen, die in dieser Arbeit als eingrenzender Faktor für die Inbetriebnahme des Wimpernantriebs genommen wird. Abbildung 6.21 zeigt den Verlauf der Eigenfrequenz bei einer Steigerung des Eingangshubs. Die Eigenfrequenz ist dabei in grün für die Einzelfasern des Reibkörpers mit der Höhe H von 0,5 mm, in grau für 1 mm und in schwarz für 1,5 mm dargestellt. Beim Eingangshub von 200 μm ergibt sich eine Eigenfrequenz von 11 000 Hz bei der Höhe von 0,5 mm, die um Faktor 4,6 größer als bei der Arrayhöhe H von 1 mm und um Faktor 13,75 größer als bei 1,5 mm ist.

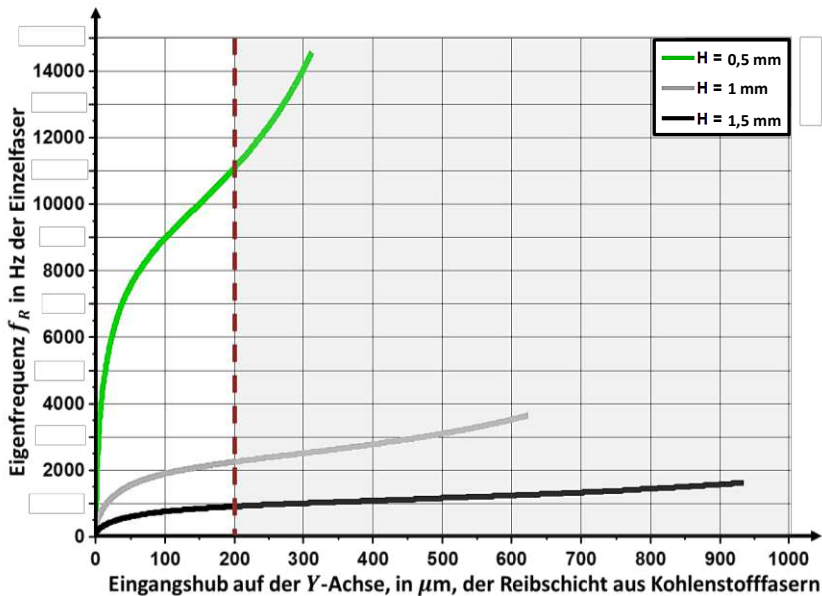



Abbildung 6.21 Vergleichsdarstellung der Eigenfrequenz von einzelnen Kohlenstofffasern des elastischen Reibkörpers mit Höhen H von 0,5, 1 und 1,5 mm bei steigendem Eingangshub. Der Verlauf der Kurven ist bis zur Durchbiegung der Fasern dargestellt.



In beiden Vergleichen wird ersichtlich, dass bei einer Verkürzung der Fasern bzw. Verringerung der Reibkörperhöhe viel größere Kräfte übertragen werden können. Ebenfalls zeigt sich dabei, dass diese Kraftübertragungen bei höheren Anregungsfrequenzen durchführbar sind. Allerdings hängt diese Annahme an der Bedingung, dass Haftreibung bei der Kraftübertragung überwiegt. Die Herstellung eines Reibkörpers für Wimpernantriebe mit einer Höhe von 0,5 mm ist nicht unrealisierbar und kann in künftigen Arbeiten erzielt werden.

Für den ausgewählten Bereich des Eingangshubs kann die Ausbeute der Reibkraft über die Erhöhung der Faseranzahl bzw. über die Vergrößerung des Reibkörpers linear hochskaliert werden. Diese Skalierfähigkeit der Reibkräfte durch die Faseranzahl ist letztendlich die besondere Eigenschaft des Kohlenstofffaser-Reibkörpers von Wimpernantrieben.



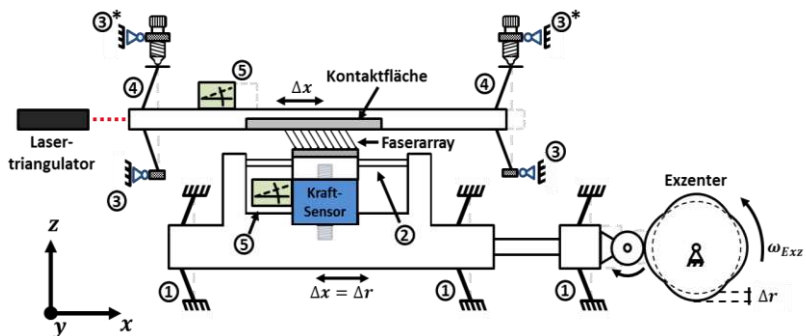
7. UNTERSUCHUNG DES REIBVERHALTENS VON FASERARRAYS FÜR WIMPERNANTRIEBE IM PARALLELEN BETRIEBSMODUS

In diesem Kapitel wird die messtechnische Charakterisierung der Reibpaarung des Kohlenstofffaser-Arrays mit der Kontaktfläche R_4 aus PVC für Wimpernantriebe im parallelen Betriebsmodus vorgestellt. Diese Oberfläche wurde in Kapitel 6 als die geeignete Oberfläche für Wimpernantriebe ermittelt.

In diesem Betriebsmodus dient der Reibkörper bei der Paarung mit der Kontaktfläche dazu, den horizontal eingeleiteten Eingangshub in gleicher Richtung und Größe zu übertragen. Dieses Übertragungsverhältnis ist nur unter Haftreibung gewährleistet. Die Normal- und Reibkraft wurden in der Paarung von Faserarrays und Kontaktflächen für den Wimpernantrieb im parallelen Betriebsmodus experimentell untersucht. Dabei wurde die Integrität der Klebeverbindung der Fasern mit dem Substrat kontrolliert. Analog zum vorherigen Kapitel wurde ein Messplatz entwickelt. Dieser und die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen werden in den folgenden Abschnitten vorgestellt, gefolgt von den daraus gezogenen Schlüssen.

7.1. DER MESSAUFBAU

Ein Messaufbau wurde für die Untersuchungen entwickelt. Er basiert auf dem Konzept des Messplatzes von Kapitel 6. Als Quelle des Eingangshubs von etwa $200\text{ }\mu\text{m}$ wird die im Abschnitt 6.2.2.ii) vorgestellte Exzenter Scheibe weiter eingesetzt. Abbildung 7.1 stellt die Prinzipdarstellung des Messaufbaus vor. Dabei wird der Eingangshub in paralleler Richtung des Ausgangshubs eingeleitet. Die Aufnahme der Paarungskräfte findet über den Kraftsensor, für die Normalkraft F_N , und indirekt über die Auslenkung der Blattfedern an der Kontaktfläche statt, die die Kontaktfläche horizontal führen. Die Messungen erfolgen im quasistatischen Betrieb des Messaufbaus.



- ① Führende Blattfedern, die den Anregungsblock gegen den Exzenter rückfedern
- ② Sonnenradblattfedern an der Aufnahme des Faserarrays zur Blockierung von Querkraften
- ③ Vertikale Positionierung des Haltemechanismus der Kontaktfläche,...
- ③* ... mit Mikrometerschraube zur Feinjustierung der Neigung
- ④ Blattfedern zur Führung der Kontaktfläche, die anhand ihrer Steifigkeit zur Vermessung der Reibkraft dienen
- ⑤ 2D-Neigungssensoren, in (x, y) , zur Sicherung der Orthogonalität zwischen Faserarray und Kontaktfläche

Abbildung 7.1 Prinzipdarstellung des Messaufbaus zur Charakterisierung der Reibpaarung zwischen Kohlenstofffaserarrays und Kontaktflächen für den Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus

Beim Messplatz wird zuerst die Reibverbindung zwischen Fasern und Kontaktfläche durch die vertikale Positionierung der Kontaktfläche gegen das Faserarray hergestellt. Diese wird manuell durchgeführt. Das Kohlenstofffaser-Array, das mit dem Edelstahlsubstrat verbunden ist, wird an der Aufnahme montiert, die über Schraubschluss mit dem Kraftsensor verbunden ist. Dabei ist die Einleitung von Querkraften durch Sonnenradblattfedern blockiert. Der Kraftsensor ist an der Oberseite der horizontal liegenden Säule montiert, die von Blattfedern geführt wird. Das Drehelement am Ende der Säule wird durch die Rückfederung gegen den Exzenter gedrückt. Somit werden die Exzentrizitäten Δr als horizontale Verschiebung Δx umgesetzt. Bei der Rotationsbewegung der Exzentrerscheibe wird der Eingangshub auf das Faserarray übertragen.

Die resultierende Reibkraft F_R bei der Paarung wird bei Auslenkung der elastischen Führung der Kontaktfläche indirekt über ihre Federkonstante erfasst. Die Verschiebung der Kontaktfläche wird dabei über Lasertriangulation aufgenommen.

i) DER AUFBAU

Abbildung 7.2 zeigt den Messaufbau aus der frontalen Ansicht. Zur vertikalen Verschiebung der Zwischenplatte wurde der Positioniertisch M-DS40-Z der Firma Newport Spectra-Physics GmbH eingebaut. Der Positioniertisch ist an der Oberplatte des Aufbaus montiert. Die Basis, auf welcher die Führung der Kontaktfläche liegt, ist durch Zugfedern gegen die Zwischenplatte gedrückt. Diese ist ebenfalls gegen die Oberplatte zurückgefedert. Die Verschiebung der Kontaktfläche wird dabei über den Lastertriangulator optoNCDT2200 der Firma Micro-Epsilon Messtechnik GmbH & Co. KG registriert.

Der Eingangshub wird in Abbildung 7.2 an der rechten Seite in der Vorrichtung der Exzentrerscheibe generiert und über die starre Verbindung an die horizontale Führung des Eingangshubs eingeleitet.

Die Korrektur der Neigung zwischen Kontaktfläche und der Faserarray-Probe findet über vier Mikrometerschrauben des Modells 148-143 der Firma Mitutoyo Messgeräte Leonberg GmbH statt, von denen jeweils zwei an den Seiten der Zwischenplatte eingebaut sind.

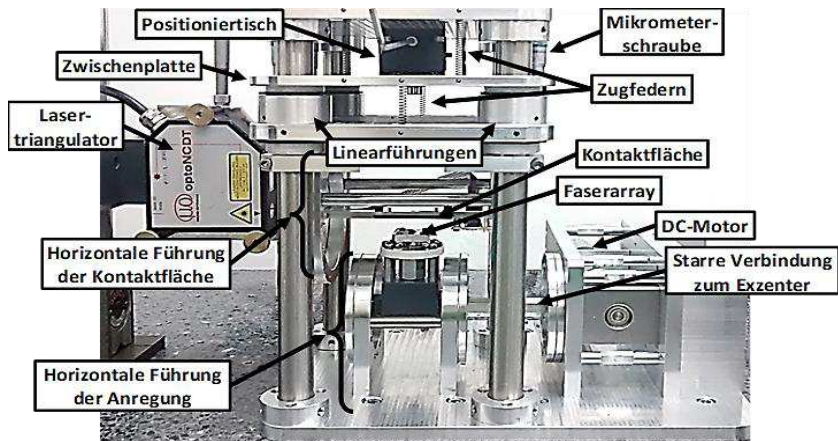


Abbildung 7.2 Bildaufnahme aus der Frontansicht des Aufbaus zur Charakterisierung der Reibpaarung des Faserarrays mit Kontaktflächen für Wimpernantriebe im orthogonalen Betriebsmodus.

Abbildung 7.3 stellt die Bildaufnahme der Einleitung des horizontalen Eingangshubs zum Faserarray aus der Hinteransicht (a) und der Einleitung des Eingangshubes aus der Exzenterscheibe durch das Kugellager (b) vor.

In der Bildaufnahme von Abbildung 7.3 (a) wird der 2D-Neigungssensor an der Führung der Kontaktfläche und ein weiterer an der Basissäule gezeigt, die die Konstruktionsaufnahme des Faserarrays trägt. Der Eingangshub wird über die starre Verbindung zur Halterung des Kugellagers auf die Basissäule mit der Aufnahme des Faserarrays übertragen. Die Aufnahme des Reibkörpers ist dabei über die Sonnenradblattfedern mit dem Kraftsensor verbunden. Der Kraftsensor KM10z der Firma ME-Meßsysteme GmbH hat die Form eines Zylinders mit einem Durchmesser von 9,8 mm und einer Höhe von 19,8 mm und ist mit Schraubenanschlüssen an der Achse beider Rundflächen für die Krafteinleitung ausgestattet. Der Sensor wird über den Brückenverstärker des Typs 5271 der Firma Kistler Instrumente GmbH der gleichen messtechnischen Auslegung wie beim Messplatz vom Kapitel 6 erfasst. Der Kraftsensor ist in die Sechskantwelle in Abbildung 7.3 (a) eingebaut, die fest auf der Basissäule montiert ist. Die Kontaktfläche aus PVC, die in Form eines Stabs gefertigt ist, ist am Trägerstab der Führung durch Schraubschluss befestigt und dabei durch Stifte ausgerichtet. Der Trägerstab ist mit den Blattfedern verbunden, die die Verschiebung der Kontaktfläche in die horizontale Richtung führen.

In der Bildaufnahme von Abbildung 7.3 (b) wird die Verbindung der Exzenterscheibe zum Kugellager dargestellt. Die Halterung des Kugellagers ist durch Blattfederung gegen den Exzenter zurückgefedert und über die starre Verbindung der Sechskantwelle mit der Basissäule verbunden, die die Trägerkonstruktion des Faserarrays hält.

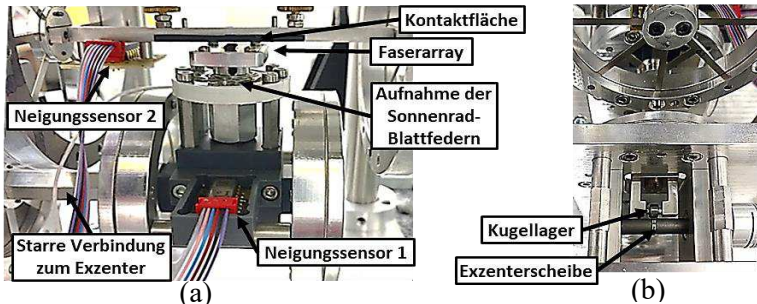


Abbildung 7.3 Vergrößerungsaufnahme des Aufbaus. (a) Elastische Führung zur horizontalen Einleitung des Eingangshubs zum Faserarray aus der Hinteransicht. (b) Verbindung der Exzentrerscheibe mit dem Kugellager zur Generierung des horizontalen Eingangshubs.

Die Exzentrerscheibe wird von der Kombination des DC-Motors EC-max 30 mit integrierten Hallsensoren und des Getriebes GP 32 C der Firma Maxonmotor GmbH mit dem Untersetzungsverhältnis von 6285:1 bei $0,333 \text{ min}^{-1}$ betrieben.

ii) DIE STEUERUNG DES MESSAUFBAUS

Die Steuerung des Messaufbaus und die Aufnahme der Messdaten werden auf die gleiche Weise durchgeführt, wie beim Messaufbau des Wimpernantriebs im orthogonalen Betriebsmodus, der in Kapitel 6 ausführlich beschrieben ist.

7.2. MESSERGEBNISSE ZUM REIBVERHALTEN VON FASERARRAYS FÜR DEN ANTREIB IM PARALLELEN BETRIEBSMODUS

Bei diesen Messungen wurde ermittelt, in welchem Haftkraftbereich die Hubübertragung gewährleistet wird. Dies erfolgt durch die Überwachung der Normal- und Reibkraft während der Hubübertragung. Die Rückfederung aus der elastischen Führung der Kontaktfläche wird daher dafür verwendet, um während der Hubübertragung der Paarung eine Gegenkraft anzubringen. In der Messreihe wird die Federsteifigkeit der Führung über Blattfedern verschiedener Materialdicken schrittweise und abnehmend geändert, bis sich kein Rutschverhalten mehr zeigt.

Vor jeder Messung wird der Reibkontakt zwischen der Kontaktfläche und den Fasern des Arrays etabliert. Diese Voranpresskraft wird in den vorherigen Kapiteln für die Einzelfaser auf ca. $0,3 \mu\text{N}$ festgelegt. Dabei sind vertikale Verschiebungen von $10 \mu\text{m}$ erzielt, die etwa der Höhe der Asperiten der ausgewählten Kontaktfläche aus PVC entsprechen. Dieser Wert ist für die 48000 Fasern des Arrays als Mindestvoranpresskraft auf etwa 12 mN hochgerechnet. Der Kontakt aller Faserenden mit der Kontaktfläche wird somit gesichert. Vor jeder Messung wird das Faserarray manuell gegen die Kontaktfläche gefahren, bis Voranpresskräfte $F_{N,0}$ bis 20 mN registriert ist. Anschließend ist $F_{N,0}$ austariert.

Die Messdaten werden mit der Prozedur vom Kapitel 6.2.2.vi) verarbeitet. Die sich daraus ergebenden Ergebnisse sind im folgenden Abschnitt vorgestellt.

Die kommenden Abschnitte beschreiben die Untersuchungen für den Bereich der Haftreibung in der Paarung des Faserarrays mit der Kontaktfläche R_4 aus PVC, in dem Hub ohne Verluste übertragen wird. Im Hinblick darauf findet während der Hubübertragung mit dem Eingangshub von $200 \mu\text{m}$ die Überwachung der Normal- und Reibkräfte statt. Dabei wird die Steifigkeit der elastischen Führung der Kontaktfläche schrittweise eingestellt, bis keine Gleitreibung im Kraftverhältnis mehr auftritt.

Wie in Kapitel 6.2.2.iii) beschrieben, wurden die Untersuchungen mit den Blattfedern mit einer Steifigkeit von $3,34 \text{ mN}/\mu\text{m}$ bei einer Materialdicke von $0,3 \text{ mm}$, von $1,01 \text{ mN}/\mu\text{m}$ bei $0,2 \text{ mm}$ und $147 \mu\text{N}/\mu\text{m}$ bei $0,1 \text{ mm}$ durchgeführt. Die Aufnahme der Messgrößen findet dabei über zwei Drehungen der Exzentrerscheibe mit vier Exzentrizitäten statt.

i) MESSERGEBNISSE BEI DER KONTAKTFLÄCHENFÜHRUNG MIT DER STEIFIGKEIT $6,69 \text{ mN}/\mu\text{m}$

Abbildung 7.4 stellt die im Versuch aufgenommene Normalkraft F_N auf der horizontalen Achse und die Reibkraft F_R auf der vertikalen Achse dar. Der Verlauf der Aufnahme zeigt, dass bei jedem Zyklus des Eingangshubs die Kontaktfläche bis zu ihrer Ausgangsstelle, bzw. auf 0 mN von F_R , zurückgeführt wird. Hingegen variiert beim Zyklusstart die Normalkraft F_N zwischen 0 mN und etwa 40 mN. Dieser Wert ist auf die Voranpresskraft F_{N0} zurückzuführen. Die Fasern rutschen dabei auf der Kontaktfläche, bis das Kräftegleichgewicht hergestellt ist.

Das zackige Aussehen der Kurve aus der Aufnahme deutet auf kleine und langsame Rutschstellen hin, die sich bei der Überwindung der maximalen Haftkraft ergeben. Aus diesem Grund wächst der Anteil der Gleitreibungskraft in der Kraftübertragung. Ungleichmäßige Verformungen der Kohlenstofffasern bei dem Vorgang sind nicht ausgeschlossen. Die höchste Reibkraft F_R bei dem Versuch beträgt etwa 180 mN bei einer Normalkraft um 230 mN.

Eine Einschätzung des Reibbeiwertes μ_0 ist bei der Aufnahme aufgrund des Kräfteverlaufs schwierig. Es kann dennoch anhand der Aufnahme festgestellt werden, dass der Kraftbereich von 180 mN der horizontalen Reibkraft zu hoch ist für das Faserarray von ca. 48 000 Fasern. Außerdem zeigt sich nach dem Versuch, dass sich Fasern aus der Klebeverbindung zum Substrat gelöst haben. Obwohl sich die Scherfestigkeit der Verbindung Fasern/Substrat durch einfache Mittel nicht ohne weiteres ermitteln lässt, deutet der Versuch darauf hin, dass diese überschritten wurde.

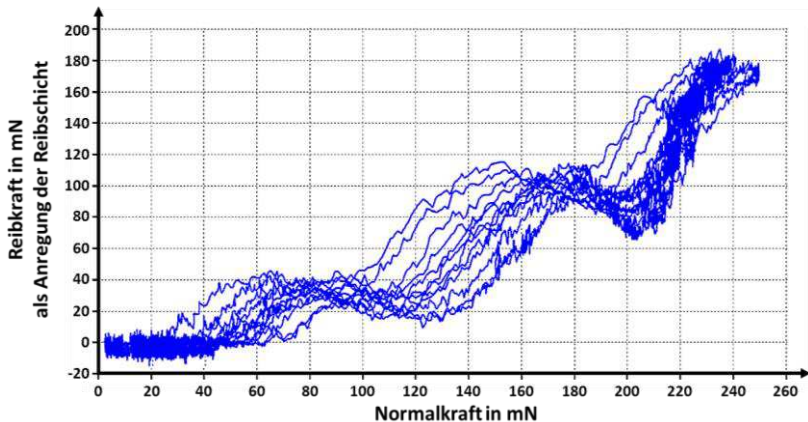


Abbildung 7.4 Messergebnis der Untersuchung des übertragbaren Haftkraftbereichs bei der Paarung des Faserarrays mit der ausgewählten Kontaktfläche R_4 aus PVC für Wimpernantriebe im parallelen Betriebsmodus. Auf der horizontalen Achse ist die Normalkraft F_N und auf der vertikalen die Reibkraft F_R dargestellt. Die Einheiten beider Achsen sind mN. Die Führung der Kontaktfläche weist die Steifigkeit von 6,69 mN/ μ m auf.

Die zwei großen Rutschstellen treten in der Aufnahme bei etwa 40 mN von F_R und etwa 80 mN von F_N sowie bei 110 mN von F_R und etwa 170 mN von F_N

auf. Dabei zeigt sich, dass die maximale Haftkraft in Abständen von etwa 80 mN der Normalkraft F_N überschritten wird. Ein Einblick in die Kraftübertragung in diesen Kraftbereichen wird in den folgenden Abschnitten bei den Versuchen mit Blattfedern mit Materialdicken von 0,2 und 0,1 mm gegeben.

ii) MESSERGEBNISSE BEI DER KONTAKTFLÄCHENFÜHRUNG MIT DER STEIFIGKEIT 2,02 mN/ μ m

Analog zum vorherigen Abschnitt stellt Abbildung 7.5 das Verhältnis zwischen Normal- und Reibkraft dar. Das Kraftverhältnis zeigt dabei eine Hysterese zwischen der Normalkraft F_N und der Reibkraft F_R während der Hubübertragung. Die Entwicklung des Verhältnisses ist dabei durch Pfeile angedeutet und in fünf Abschnitte aufgeteilt.

Im Abschnitt ① zeigt sich eine nahezu lineare Steigung der Kräfte bis etwa 120 mN von F_N und bis zu etwa 85 mN bei F_R . In dem Kraftbereich wird ein Reibbeiwert μ_0 von etwa 0,71 errechnet, welcher auf eine stabile Paarung hindeutet.

Im Abschnitt ②, zwischen 120 und 176 mN von F_N und zwischen 85 und etwa 140 mN bei F_R , zeigt sich eine steile Steigung des Verhältnisses zwischen beiden Kräften. Dabei kann kein Bezug auf den übertragenen Hub genommen werden, weil die Fasern in diesem Verlaufsabschnitt stark auf der Oberfläche verrutschen. Der Eingangshub entwickelt sich weiter bis bei seiner Rückführung wieder das Gleichgewicht über die Haftreibung in der Paarung hergestellt ist und der Abschnitt ③ beginnt.

Dieser weitere Abschnitt verläuft bei abnehmendem Verlauf mit μ_0 bei etwa 0,24 bei der Normalkraft F_N bis 140 mN und bis 130 mN bei der Reibkraft F_R . Die Rückführung des Eingangshubs verläuft weiter im Abschnitt ④ mit abnehmender Steigung von ca. 0,8 bis 30 mN bei der Normalkraft F_N und bis 45 mN bei der Reibkraft F_R . Analog zum Abschnitt ③ zeigt sich anschließend im Abschnitt ⑤ mit gekrümmtem Verlauf, dass die Fasern bis zum Gleichgewicht auf der Fläche rutschen. Die Fasern sind beim Verschiebungsausgleich zwischen Kontaktfläche und Eingangshub, bzw. am Ursprung der Graphik, entlastet.

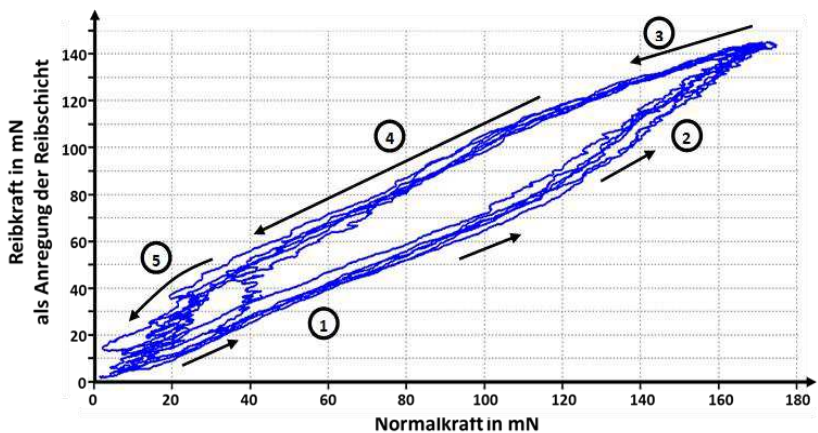


Abbildung 7.5 Messergebnis der Untersuchung des übertragbaren Haftkraftbereichs in der Paarung des Faserarrays mit einer Kontaktfläche R_4 aus PVC für Wimpernantriebe im parallelen Betriebsmodus bei der Führung der Kontaktfläche mit der Steifigkeit $2,02 \text{ mN}/\mu\text{m}$. Auf der horizontalen Achse ist die Normalkraft F_N und auf der vertikalen die Reibkraft F_R dargestellt.

Bei der Reibpaarung zeigt sich eine deutliche Verbesserung im Verhältnis zwischen den Kräften. Jedoch deuten die Rutschstellen, aus welchen sich das Hysteresee-ähnliche Verhalten ergibt, auf Verluste des Eingangshubs hin. Dieser ist ohne eine weitere messtechnische Überwachung des Eingangshubs nicht quantifizierbar. Dennoch ist der Kraftbereich anhand der Aufnahme für eine verlustlose Hubübertragung auszuschließen.

Die Probe des Faserarrays zeigte nach dem Versuch keine Zeichen davon, dass sich Fasern von der Klebeverbindung mit dem Substrat gelöst haben. Somit ist gesichert, dass unterhalb dieses Kraftbereichs die Integrität der Fasern nicht beeinträchtigt wird.

iii) MESSERGEBNISSE BEI DER KONTAKTFLÄCHENFÜHRUNG MIT DER STEIFIGKEIT $295 \mu\text{N}/\mu\text{m}$

Abbildung 7.6 stellt das Übertragungsverhältnis zwischen Normal- und Reibkraft aus der Untersuchung mit der horizontalen elastischen Führung der Kontaktfläche mit der Steifigkeit von $295 \mu\text{N}/\mu\text{m}$ vor. Der Eingangshub aus der Exzentrerscheibe beträgt etwa $220 \mu\text{m}$.

Das Verhältnis zwischen den Kräften, die bei der Messung aufgenommen wurden, zeigt einen stabilen Verlauf. Bei der steilen Steigung der Kurve ergibt sich der Reibbeiwert μ_0 von 0,8, die maximale erreichte Reibkraft beträgt dabei etwa 65 mN.

Der Verlauf der Kurve zeigt aufgrund der Beanspruchung der Fasern eine sehr weiche Bogenform. Die Abweichung der Normalkraft F_N über beide Drehungen der Exzentrerscheibe, bzw. bei 8 Zyklen des Eingangshubs, beträgt etwa 1 mN der Normalkraft F_N . Diese Abweichung deutet auf einen vernachlässigbaren Verlust des Hubs von etwa $10\text{ }\mu\text{m}$ hin, was etwa 5% des Eingangshubs entspricht.

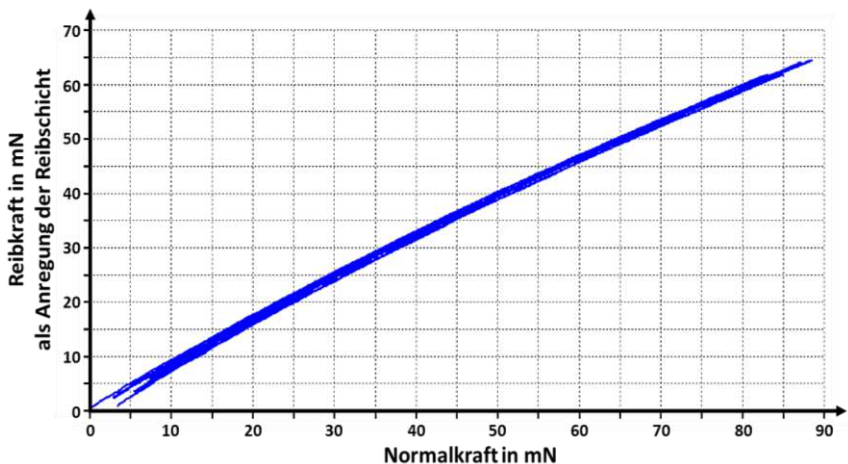


Abbildung 7.6 Messergebnis der Untersuchung des übertragbaren Haftkraftbereichs der Paarung des Faserarrays mit einer ausgewählten Kontaktfläche R_4 aus PVC für Wimpernantriebe im parallelen Betriebsmodus bei der Kontaktflächenführung mit der Steifigkeit $295\text{ }\mu\text{N}/\mu\text{m}$.

Aufgrund der stabilen Kraftübertragung im vorgestellten Versuch wird der Kraftbereich bis 65 mN der horizontalen Kraft je Faserarray für die Übertragung des Eingangshubs beim parallelen Betriebsmodus des Wimpernantriebs festgelegt. Dieser Kraftbereich lässt sich bei der Inbetriebnahme des Wimpernantriebs im parallelen Betriebsmodus auf den

elastischen Reibkörper aus mehreren Kohlenstofffaser-Arrays von 48000 Fasern hochskalieren.


7.3. SCHLÜSSE AUS DEN MESSUNGEN DES REIBUNGSVERHALTENS

Im ausgewählten Kraftbereich der 65 mN je Faserarray bei Eingangshüben von etwa $200\text{ }\mu\text{m}$ ist die Integrität der Klebeverbindung der Kohlenstofffasern mit dem Trägersubstrat gesichert. Außerdem ergeben sich bei der Paarung im ausgewählten Kraftbereich ein Reibbeiwert μ_0 von etwa 0,8. Somit bestätigt sich der Reibbeiwert μ_0 von 0,8, der in Kapitel 6 bei der Untersuchung der Paarung für den Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus ermittelt wurde.

Die Kontaktfläche aus PVC erweist sich als ein sehr guter Reibpartner für die Übertragung von Haftreibungskraft für beide Betriebsmodi der Wimpernantriebe. Denn bei der Belastung der Fasern gegen die raue Kontaktfläche aus PVC wird der Haftreibkontakt der Faserenden mit der Fläche auch während der Verdrehung der Faserenden im Biegevorgang nicht unterbrochen. Dies deutet auf eine gegenseitige elastische Mikroanpassung zwischen Kontaktfläche und elastischem Reibkörper hin. Dadurch ergibt sich eine Erhöhung der Reibkräfte. Aus diesen Gründen werden für solche Reibpaarungen bei Wimpernantrieben im orthogonalen oder parallelen Betriebsmodus Materialien mit ähnlichen elastischen Eigenschaften für weitere Forschungsarbeiten vorgeschlagen.

Für die unidirektionale Kraftübertragung verbleibt noch zu untersuchen, ob sich der Übergang zur Gleitreibung ohne weiteres durch das Steuersignal des Piezoelements durchführen lässt. Die Überprüfung dieses Überganges wird bei der Inbetriebnahme der Wimpernantriebe in Kapitel 9 vorgestellt.

Um den Übergang zur Gleitreibung für die unidirektionale Verschiebung des Antriebs zu schaffen, wird ein nicht-sinusförmiges Steuersignal des Piezoelements bei der Hubgenerierung benötigt. Denn der Übergang zur Gleitreibung lässt sich nur über die sinusförmige Anregung bei Faser-Reibkörpern mit Faserlängen bewerkstelligen, die Biegeauslenkungen aufweisen, die kleiner sind als der Eingangshub. Sonst tritt bei der Rückführung des Eingangshubs das Kräftegleichgewicht wieder ein und der Läufer wird zurückverschoben. Aus den genannten Gründen wird für beide



Betriebsmodi des Wimpernantriebs die sinusförmige Anregung des elastischen Reibkörpers ausgeschlossen.

8. GESTALTUNG DER WIMPERNANTRIEBE

In diesem Kapitel wird die Dimensionierung der monolithischen Hebelstrukturen und der Zusammenbau der Wimpernantriebe für den orthogonalen und parallelen Betrieb vorgestellt. Dabei wird der Fokus auf das Konzept der Hebelstruktur sowie deren Entwurf und Fertigung gelegt. Die monolithische Hebelstruktur zusammen mit dem Piezoelement und dem Kohlenstofffaser-Reibkörper bilden dabei die aktive Statorstruktur der Antriebe. Die Hebelstrukturen werden so entworfen, dass sie den Hub von $200\text{ }\mu\text{m}$ an der Basis des Reibkörpers übertragen.

Als Hubquelle der Hebelstrukturen beider Wimpernantriebe wird der Piezostapelaktor Pst 150/7×7/20 der Firma Piezomechanik GmbH, München – Deutschland, eingesetzt. Der Piezostapelaktor weist eine rechteckige Grundfläche von $7\times 7\text{ mm}^2$, eine Länge von 18 mm bei der Steifigkeit von $120\text{ N}/\mu\text{m}$ und der Betriebsspannungsbereich von 0 – 150 V im semipolaren Betrieb auf. Der nominale Piezohub beträgt dabei $20\text{ }\mu\text{m}$, die nominale Blockierkraft 3 500 N und die Resonanzfrequenz liegt bei 50 kHz.

Für beide Wimpernantriebe wurden die elastischen Reibkörper aus Kohlenstofffasern von $6,25\text{ mm}^2$ aus 20 Faser-Arrays vorbereitet. Damit wird beim Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus die Vorschubkraft von 2,3 N bei der Normalkraft von 2,87 N und Schritten von $170\text{ }\mu\text{m}$ bei Eingangshüben von $200\text{ }\mu\text{m}$ erreicht. Beim Wimpernantrieb im parallelen Betriebsmodus beträgt die resultierende Kraft 1,3 N bei Schritten von $200\text{ }\mu\text{m}$.

Im Kapitel wird zunächst auf die Gestaltung des Wimpernantriebs im orthogonalen Betriebsmodus und anschließend auf die im parallelen Betriebsmodus eingegangen.

8.1. GESTALTUNG DES WIMPERNANTRIEBES FÜR DEN ORTHOGONALEN BETRIEBSMODUS

Im folgenden Abschnitt wird das Konzept der Hebelstruktur für den Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus vorgestellt. Anschließend folgt der Entwurf der Hebelstruktur und deren Fertigstellung. Daraufgehend werden die experimentellen Untersuchungen zur Validierung

des Hubvergrößerungsverhältnisses der Hebelstruktur und der zusammengebaute Wimpernantrieb vorgestellt.

8.1.1. KONZEPT DER HEBELSTRUKTUR VOM WIMPERNANTRIEB IM ORTHOGONALEN BETRIEBSMODUS

In der operationalen Funktionsdarstellung nach [21] von Abbildung 8.1 sind die Aufgaben der Hebelstruktur dargestellt. Diese betreffen die Vergrößerung des Piezohubs und deren Um/-Leitung aufwärts und senkrecht zur Basis des Reibkörpers. Daraus ergibt sich der vertikale Eingangshub von $200\text{ }\mu\text{m}$ für den Reibkörper. Darauffolgend wird schematisch das Konzept der Hebelstruktur für den Antrieb vorgestellt.

In der operationalen Funktionsdarstellung sind als Eingänge das Piezoelement, das bei seiner elektrischen Betätigung als Wegquelle im Antrieb dient, und der Reibkörper aus den zusammengestellten Arrays von Kohlenstofffasern dargestellt. Die Einspannung des Piezoelements findet an der Hebelstruktur beim Einbau statt. Anschließend wird der Reibkörper auf der Hebelstruktur angebracht und fixiert.

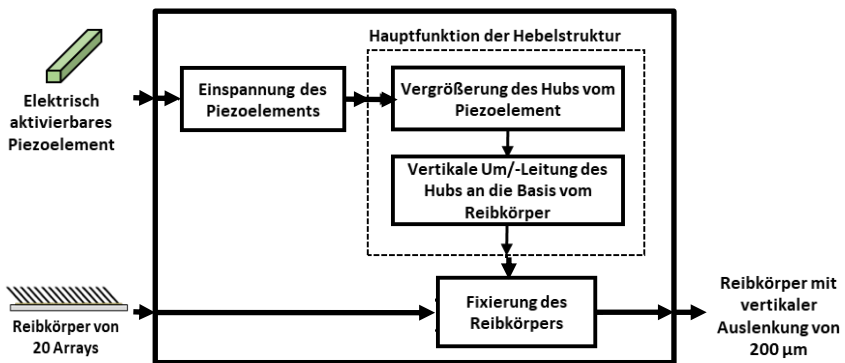


Abbildung 8.1 Darstellung der Funktionen der Hebelstruktur im Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus.

Abbildung 8.2 zeigt das Gestaltungskonzept des Wimpernantriebs im orthogonalen Betriebsmodus. Dabei stellt (1) das horizontal eingebaute Piezoelement, (2) die elastischen Elemente zur Einspannung des Piezoelements, die die Hebelstruktur gegen das Piezoelement zurückfedern,

(3) die Hebelstruktur, (4) den Reibkörper auf der Hebelstruktur, (5) die Kontaktfläche und (6) den Linearläufer dar.

Im Entwurf erfolgt die Hubvergrößerung über vier geneigte Hebelarme, die zueinander in horizontaler und vertikaler Richtung symmetrisch ausgelegt sind. Die Hebel sind in der Mitte der Hebelstruktur über die Anpressflächen mit dem Piezoelement und über Festkörpergelenke der Steifigkeit C_{FGK} mit den horizontalen Balken verbunden. Der untere Balken dient als Anbindungselement zum Läufer und der obere als Träger des Reibkörpers.

Bei der horizontalen Ausdehnung des Piezoelements werden die Hebelarme mit der Neigung ζ_0 auseinandergedrückt. Durch die Gelenklagerung werden die Hebelarme dabei nach außen gedreht, während sich ihre Ausgangsneigung ζ_0 vergrößert. Da der untere Balken auf dem Läufer montiert ist, wird der Trägerbalken mit dem Reibkörper aufwärts verschoben. Die vertikale Hubumleitung und -vergrößerung der Piezoauslenkung erfolgt durch die geometrischen Verhältnisse der Länge und Neigung der Hebelarme.

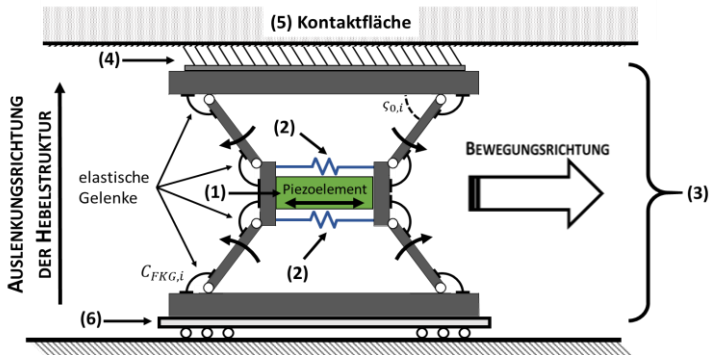


Abbildung 8.2 Konzept der Gestaltung der Hebelstruktur für den Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus. Dabei stellt (1) das Piezoelement, (2) elastische Elemente zur Einspannung des Piezoelements, (3) die monolithische Hebelstruktur zur Vergrößerung der Mikroauslenkungen aus dem Piezoelement, (4) den Reibkörper aus Kohlenstofffaser, (5) die Kontaktfläche und (6) den Linearläufer dar, der als Bewegungsführung dient. C_{FGK} stellt die Drehsteifigkeit der elastischen Gelenke und ζ_0 die Ausgangsneigung der Hebelarme dar.

Der folgende Abschnitt geht auf die Dimensionierung der Hebelstruktur ein.

8.1.2. ENTWURF DER HEBELSTRUKTUR

Für die Dimensionierung des Hubübertragungsverhältnisses der Hebelstruktur geht dieser Abschnitt zunächst auf die Auswahl des Arbeitspunktes des Piezostapelaktors ein. Anschließend werden die Auslegung der kinematischen Verhältnisse, der elastischen Gelenke, den sogenannten Festkörpergelenken, und der Kraftverhältnisse der Hebelstruktur vorgestellt.

Abbildung 8.3 stellt den für den Wimpernantrieb ausgewählten Arbeitspunkt des Piezostapelaktors Pst 150/7×7/20 der Firma Piezomechanik GmbH dar. Dieser wird anhand des Verhältnisses vom maximalen Hub zur nominalen Blockierkraft bei der Auslenkung von $16\text{ }\mu\text{m}$ und der Blockierkraft von 700 N ausgelegt. Somit ist eine Hubvergrößerung von 12,5 an der Hebelstruktur erforderlich. Diese wird nach Gl. 1.3 bei der piezoelektrischen Ladungskonstante d_{33} von 635 pm/V und etwa 210 Piezoschichten am Piezostapelaktor mit der Ansteuerspannung von 120 V erreicht.

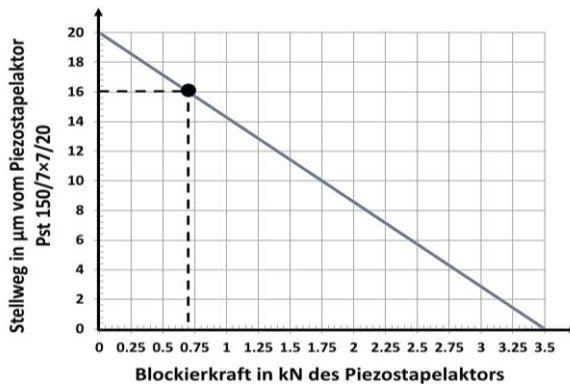


Abbildung 8.3 Darstellung des ausgewählten Arbeitspunktes an der Kennlinie des Piezostapelaktors. Dieser liegt bei $16\text{ }\mu\text{m}$ an der vertikalen Achse und bei 700 N an der horizontalen Achse.

Durch die symmetrische Geometrie der Hebelstruktur in horizontaler und vertikaler Richtung lassen sich die kinematischen und Kraftverhältnisse in der Hebelstruktur bei der Auslegung eines einzelnen Hebelarmes bestimmen.

Abbildung 8.4 (a) zeigt die kinematischen Verhältnisse an einem Hebelarm der Hebelstruktur. In der Darstellung wird die Hälfte des horizontalen Piezohubs Δl_{piezo} als Eingangshub Δx dargestellt. Bei steigendem Eingangshub

wird das untere Hebelende auf der horizontalen Achse von x_0 auf x_1 verschoben. Bei der Drehung des Hebels der Länge l_{Hebel} ergibt sich die Verschiebung des anderen Hebelendes, die durch die Hebelstruktur auf die vertikale Richtung eingeschränkt ist. Der Neigungswinkel des Hebels erhöht sich dabei um $\Delta\varsigma = \varsigma_1 - \varsigma_0$. Die Gesamtauslenkung der Struktur Δy_{HS} ergibt sich durch die vertikale Verschiebung der Hebelarme an der Ober- und Unterseite der Hebelstruktur.

Abbildung 8.4 (b) stellt die linke Seite der Hebelstruktur mit den darin wirkenden Kräften und elastischen Gelenken dar. Dabei entspricht die horizontale Kraft F_x in der Mitte der Struktur der Hälfte der Piezokraft F_{Piezo} . Bei einer Steigung der horizontalen Eingangskraft ergibt sich senkrecht die Vertikalkraft F_y , bzw. die Hälfte der Normalkraft F_N , die den Reibkörper gegen die Kontaktfläche drückt. Der Rest von F_N wird über die Hebel der anderen Hälfte der monolithischen Hebelstruktur übertragen. In der Darstellung stellen $C_{FKG,1}$ bis $C_{FKG,4}$ und $\varsigma_{0,1}$ und $\varsigma_{0,2}$ jeweils die Drehsteifigkeit der vier Festkörpergelenke und die Neigung der zwei Hebelarme dar.

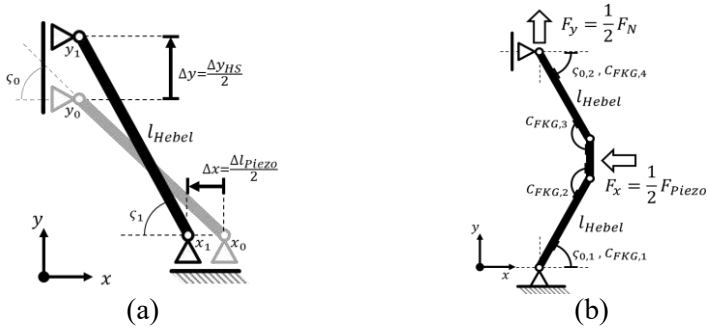


Abbildung 8.4 (a) Darstellung eines Hebelarms zur Auslegung der kinematischen Größen für die Hubvergrößerung an der Hebelstruktur. Aufgrund der Symmetrie der Hebelarme in der Hebelstruktur ist die Darstellung auf die linke Hälfte der Hebelstruktur beschränkt. Δl_{Piezo} stellt den mikroskopischen Hub aus dem Piezostapelaktor dar, Δy_{HS} die vertikale Auslenkung der Hebelstruktur, die auf die Reibkörperbasis übertragen wird, ς_0 und ς_1 die Ausgangs- und Endneigung der Hebelarme und l_{Hebel} deren Länge dar. (b) Ersatzdarstellung der linken Seite der Hebelstruktur. Dabei stellt $C_{FKG,i}$ die Drehsteifigkeit der elastischen Gelenke der Hebelstruktur dar, F_N die Normalkraft für die Biegung der Fasern des Reibkörpers und F_{Piezo} die horizontal wirkende Kraft in der Mitte der Hebelstruktur dar, die vom Piezostapelaktor zur Biegung der Fasern aufgebracht wird.

In Abbildung 8.4 wird das Wegvergrößerungsverhältnis der Hebelstruktur in Gl. 8.1 als Funktion der Ausgangsneigung ζ_0 und der Hebelarmlänge l_{Hebel} vorgestellt.

$$\frac{\Delta y_{HS}}{\Delta l_{Piezo}} = \frac{2 \cdot l_{Hebel}}{\Delta l_{Piezo}} \left\{ \sin \left[\cos^{-1} \left(\cos \zeta_0 - \frac{\Delta l_{Piezo}}{2 \cdot l_{Hebel}} \right) \right] - \sin \zeta_0 \right\} \quad \text{Gl. 8.1}$$

Abbildung 8.5 veranschaulicht das Weg-Übertragungsverhältnis der Hebelstruktur für die Hebellängen l_{Hebel} von 5, 7 und 9 mm nach Gl. 8.1 bei steigender Ausgangsneigung der Hebel. Dabei zeigt sich, dass die Hebellänge l_{Hebel} eine bedeutende Wirkung auf die Wegvergrößerung bei $\zeta_0 < 6^\circ$ hat. Beim Eingangshub von $8 \mu\text{m}$ an beiden Seiten der Hebelstruktur wird eine Wegvergrößerung von 12,5 erzielt. Dieses Verhältnis wird bei einer Ausgangsneigung von 4° und der Hebelarmlänge von 7 mm erreicht. Dabei ergibt sich die Neigungsänderung an den Hebelarmen von 4 auf $5,7^\circ$.

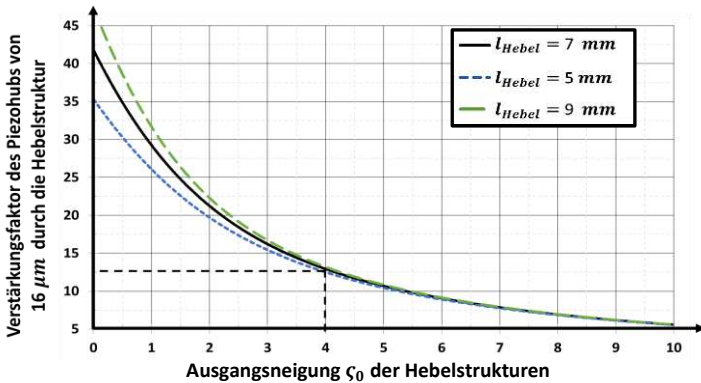


Abbildung 8.5 Diagrammdarstellung des Wegvergrößerungsverhältnisses der Hebelstruktur bei unterschiedlichen Anfangswinkeln ihr Hebel. Dabei sind die Hebellängen von 5, 7 und 9 mm dargestellt. Die Vergrößerung von 12,5 wird beim Ausgangswinkel ζ_0 von 4° erreicht.

Die Länge des horizontalen Trägerbalkens für den Reibkörper aus den 20 Kohlenstofffaser-Arrays wird aufgrund der 7 mm langen Hebel und des 18 mm langen Piezostapelaktors auf 40 mm festgelegt. Die 20 Arrays werden dabei in zwei nebeneinander liegenden Reihen angeordnet. Die Breite des Reibkörpers und des Piezostapelaktors beträgt 5 mm. Für die flächendeckende Einspannung des Piezostapelaktors, wird die Breite des Balkens und somit der monolithischen Hebelstruktur auf 6 mm festgelegt.

Im Folgenden wird auf die Dimensionierung der Festkörpergelenke eingegangen. Dafür werden die Verhältnisse zwischen der Normalkraft F_N und der Piezokraft F_{Piezo} durch die Neigungsänderung evaluiert. Gl. 8.2 stellt nach Abbildung 8.4 (b) die Neigungsänderung der Hebelarme in der Hebelstruktur in Abhängigkeit der Normalkraft F_N , F_{Piezo} , der Endneigung der Hebelarme ζ_1 und Drehsteifigkeit C_{FKG} der Festkörpergelenke dar. Die gesuchte Neigungsänderung $\Delta\zeta$ liegt nach der Evaluation von Gl. 8.1 bei $1,701^\circ$.

$$\Delta\zeta = \frac{F_N \cdot \cos \zeta_1 \cdot l + \frac{1}{4} F_{Piezo} \cdot \sin \zeta_1 \cdot l}{2 \cdot C_{FKG}} \quad \text{Gl. 8.2}$$

Die Drehsteifigkeit C_{FKG} der Festkörpergelenke hängt von ihrer Form ab. Die Gelenkform mit kreisförmigen Kerbungen wurde nach den Untersuchungen zur elastischen Eigenschaften von Festkörpergelenken aus der Arbeit von Voit [98], [99] nach Wu und Zhou [100], Smith [101] und Tseytlin [102] entwickelt. Um mit der Evaluation fortzufahren, wird zuerst das Verhältnis von C_{FKG} zur Form der Festkörpergelenke beschrieben. Abbildung 8.6 (a) stellt ein Festkörpergelenk dar, mit t als Stegbreite, R als Kerbradius, h als Materialdicke und b als Balkenbreite. Abbildung 8.6 (b) zeigt die Hebelstrukturgrundform mit solchen Festkörpergelenken.

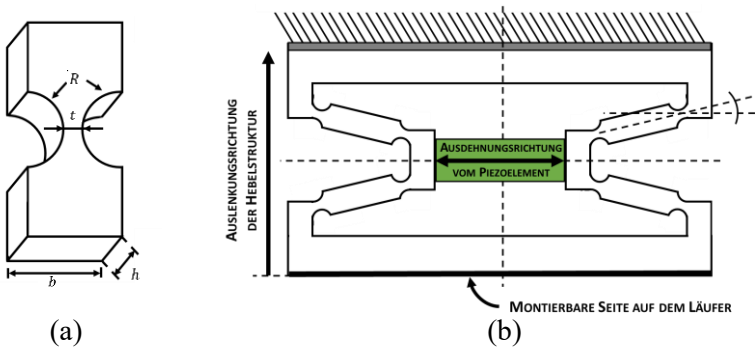


Abbildung 8.6 (a) Konzeptdarstellung der monolithischen Hebelstruktur für den Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus mit runden Festkörpergelenken. Dabei stellt b die Balkenbreite, h die Materialdicke und t und R jeweils die Stegbreite und -radius des Festkörpergelenks dar. (b) Gestalt der Hebelstruktur mit den 8 Festkörpergelenken des Wimpernantriebs im orthogonalen Betriebsmodus.

Gl. 8.3 stellt die Definition der Drehsteifigkeit der Festkörpergelenke C_{FKG} nach Paros [103] in Abhängigkeit von β und γ dar. Dabei stellt E das E-Modul des Materials dar, β beschreibt das Verhältnis zwischen Stegbreite t und Radius R des Festkörpergelenks und γ das Verhältnis zwischen Balkenbreite b und Gelenkradius R . β und γ sind jeweils in Gl. 8.4 und Gl. 8.5 beschrieben.

$$C_k = \frac{2EhR^2(2\beta + \beta^2)}{3} \left\{ \sqrt{1 - (1 + \beta - \gamma)^2} \left(\frac{1 + \beta}{\gamma^2} + \frac{3 + 2\beta + \beta^2}{\gamma(2\beta + \beta^2)} \right) + \frac{6(1 + \beta)}{\sqrt{2\beta + \beta^2}^3} \arctan \left(\sqrt{\frac{(2 + \beta)(\gamma - \beta)^2}{\beta - \beta(1 + \beta - \gamma)^2}} \right) \right\}^{-1} \quad \text{Gl. 8.3}$$

$$\beta = \frac{t}{2R} \quad \text{Gl. 8.4}$$

$$\gamma = \frac{b}{2R} \quad \text{Gl. 8.5}$$

Da $\beta \ll 1$, $\gamma \gg \beta$ und $\beta/\gamma \ll 1$, wird C_{FKG} von Gl. 8.2 auf Gl. 8.6 genähert.

$$C_{FKG} \approx \frac{2Eh}{9\pi} \sqrt{\frac{t^5}{R}} \quad \text{Gl. 8.6}$$

In Abbildung 8.7 ist die Endneigung $\zeta_1 = \zeta_0 + \Delta\zeta$ der Hebelarme bei steigender Stegbreite der Festkörpergelenke vorgestellt. Dabei wird ζ_1 bei den Verhältnissen der Vertikalkraft F_N aus der Hebelstruktur von Faktor 5, 10, 15 und 18 zu den 2,3 N von F_N untersucht, die zur Biegung aller Fasern des Reibkörpers erforderlich ist. Die Piezokraft F_{piezo} wird dabei auf 10% der Blockierkraft beim ausgewählten Arbeitspunkt des Piezostapelaktors festgelegt.

In der Darstellung ist die Materialauswahl auf Edelstahl beschränkt. Die gesuchte Hebel-Endneigung ζ_1 liegt nach Evaluation von Gl. 8.1 bei $5,7^\circ$, bei der Ausgangsneigung von 4° . Die Materialdicke wurde zuvor auf 6 mm festgelegt und der Kerbradius auf 1 mm, da sich dieses Maß beim Trennfräsvorgang mit einem gängigen Fräsbohrer bearbeiten lässt.

Die gewünschte Endneigung ist laut Abbildung 8.7 bei der Stegbreite t von 0,3 mm beim Faktor 19,6 zu F_N erreicht. Bei dem Verhältnis sind die $200 \mu\text{m}$ Auslenkung der Hebelstruktur trotz der Zurückfederung des Reibkörpers

gewährleistet. In gleicher Weise ist durch die Belastung des Piezostapelaktors mit 10% der Blockierkraft gesichert, dass dieser als Wegquelle ohne zusätzliche Steuerungsaufwände arbeitet.

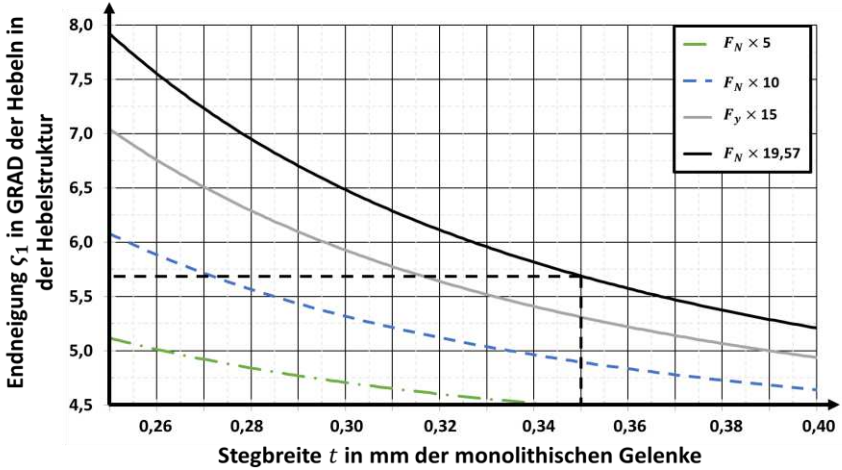


Abbildung 8.7 Darstellung der erreichbaren Endneigung der Hebel der Hebelstruktur bei steigenden Stegbreiten t der Festkörpergelenke. Dabei ist ein solcher Verlauf für Vertikalkräfte aus der Hebelstruktur mit Faktor 5, 10, 15 und 19,6 zur F_N von 2,3 N dargestellt. Die Zielendneigung ζ_1 von 5,7 ist bei der Stegbreite t von 0,3 bei $F_N \times 19,6$ gewährleistet.

Die Beschreibung der Schrittgröße des Wimpernantriebs im orthogonalen Betriebsmodus von Gl. 1.4 lässt sich mit der Piezoauslenkung aus Gl. 1.3, dem Hubvergrößerungsverhältnis der Hebelstruktur aus Gl. 7.1, und der Hubübertragung x_{Faser}/y_{Faser} der Faserbiegung aus Gl. 4.54 und Gl. 4.55 ergänzen. Gl. 8.7 beschreibt die Schrittgröße des Antriebs.

$$SG_{OM} = n d_{33} V \times \frac{2 \cdot l_{Hebel}}{\Delta l_{Piezo}} \left\{ \sin \left[\cos^{-1} \left(\cos \zeta_0 - \frac{\Delta l_{Piezo}}{2 \cdot l_{Hebel}} \right) \right] - \sin \zeta_0 \right\} \times \frac{x_{Faser}}{y_{Faser}} \Big|_{l_{Faser}} \quad \text{Gl. 8.7}$$

Im Antrieb werden Schrittgrößen von $170 \mu\text{m}$ erzielt bei der Spannung von 120 V, bzw. Piezohüben von $16 \mu\text{m}$, der ausgelegten Hebelstruktur mit Hebellängen von 7 mm und der Hubübertragung von 0,85 durch den Reibkörper und bei Faserlängen von 1,5 mm.

Soweit wurden die erforderlichen Verhältnisse der Hub- und Kraftübertragung, die Geometrie und das Material der Hebelstruktur definiert. Mit diesen Parametern wurde die Hebelstruktur für den Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus gebaut, die im folgenden Abschnitt vorgestellt wird.

8.1.3. VORBEREITUNG DER HEBELSTRUKTUR

Die Hebelstruktur wurde an der Universitätswerkstatt des Hans-Busch-Instituts der Technischen Universität Darmstadt mit dem CNC-Fräser M10pro+ der Firma Datron AG aus Edelstahl gefertigt. Abbildung 8.8 (a) zeigt die entworfene Hebelstruktur aus der Frontansicht mit einem eingebauten und nicht-vorgespannten Piezostapelaktor Pst 150/7×7/20. Für den Größenvergleich wurde die Hebelstruktur neben einer 0,50 € Münze abgebildet. Die Breite und die Höhe der Hebelstruktur betragen jeweils 49 mm und 30 mm. Am oberen Balken wurde die Fläche von $48 \times 5,5 \text{ mm}^2$ für das Anbringen des Reibkörpers aus Kohlenstofffasern mit dem Edelstahls substrat vorbereitet. Dieser ist zum Schutz vor Prallfall durch mit 0,25 mm dicken und 1 mm hohen Wände umrahmt.

An den zwei vertikalen Einspannflächen für das Piezoelement der Hebelstruktur sind zwei Durchbohrungen für die Vorspannung des Piezoelements durch Federdraht vorgesehen. Die zwei Durchbohrungen am unteren Balken dienen der Befestigung der Hebelstruktur am Läufer. Die Stellen (1) und (2) am unteren Balken der Hebelstruktur weisen auf Passbohrungen zur Führung durch Stifte mit dem Durchmesser von 1,5 mm für die Montage auf dem Läufer hin.

Beim Trennfräsen der Hebelstruktur wurde zuerst die innere Kontur abgefräst. Anschließend wurde der daraus entstandene hohle Raum mit dem Einbettungsharz Technovit® 5071 der Firma Heraeus Kulzer GmbH, Wehrheim – Deutschland, ausgefüllt. Mit dem ausgehärteten Harz wurden Abweichungen durch reibungsbedingte Vibrationen bei der Fräsfertigung der restlichen Konturen der dünnen Strukturen vermieden. Anschließend wurde das Harz mit dem Lösungsmittel Aceton aufgelöst.

Abbildung 8.8 (b) zeigt die Hebelstruktur aus frontaler Schrägansicht. Der Piezostapelaktor ist dabei durch Federdrähte mit dem Durchmesser von 0,6 mm vorgespannt. Diese sind durch Aluminiumbolzen fixiert. Das Gewicht der Struktur beträgt etwa 40 g.

Im folgenden Abschnitt wird die experimentelle Validierung des Hubübertragungs-verhältnisses der Hebelstruktur beschrieben.

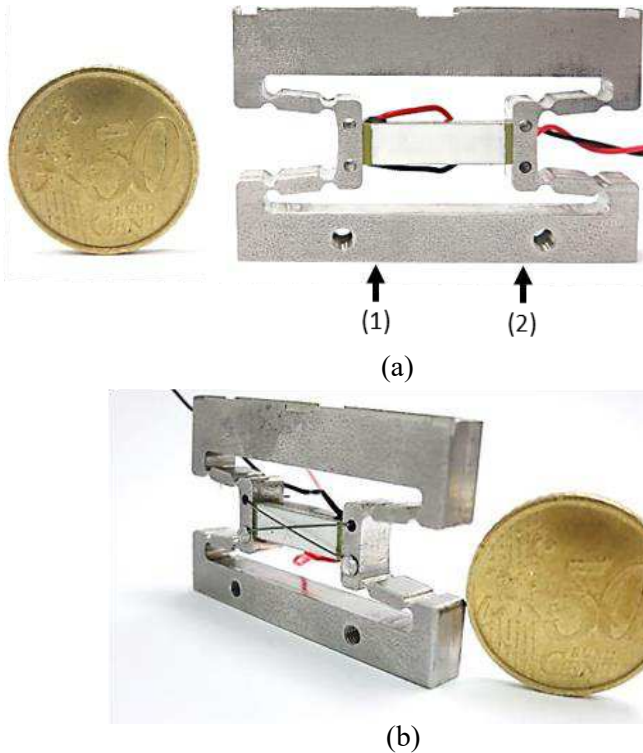


Abbildung 8.8 Bildaufnahmen der Hebelstruktur für den Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus, mit eingebautem Piezostapelaktor. Dabei wird die gefertigte Hebelstruktur aus der Frontansicht (a) und aus der Schrägansicht (b) mit nicht- und mit vorgespanntem Piezostapelaktor vorgestellt.

8.1.4. VALIDIERUNG DER HUBVERGRÖßERUNG DER HEBELSTRUKTUR

Die Wegvergrößerung der Hebelstruktur wurde optisch mit dem Mikroskop des Models DSCO-P04 der Firma Conrad Electronic SE, Hirschau – Deutschland, mit einer 800x Vergrößerung bei 2 Mio Pixel untersucht. Der an der Hebelstruktur eingespannte Piezostapelaktor wurde unipolar mit der Spannung von 120 V mit Sinus-Signalförm bei der Frequenz von 1 Hz betätigt.

Dabei wurde die Bewegung des Trägerbalkens der Hebelstruktur über fünf Bewegungszyklen fünfmal per Video erfasst. Die Auslenkung der Hebelstruktur wurde anhand der Open Source Software Tracker für die Bewegungsanalyse evaluiert.

Abbildung 8.9 stellt den Durchschnitt der Auswertung der gemessenen Auslenkung an der vertikalen Achse der Hebelstruktur in μm und den Zeitverlauf der Messung in Sekunden an der horizontalen Achse dar. Die Auslenkung von $200\ \mu\text{m}$ wurde in der Aufnahme erwartet. Diese lag jedoch im Bereich von $220\ \mu\text{m}$. Daher wurde diese anschließend über die Steuerspannung des Piezostapelaktors auf den Zielwert von $200\ \mu\text{m}$ angeglichen.

Zur Ansteuerung des Piezostapelaktors wurde der Signalgenerator HM 8030-5 der Firma Hameg Instruments GmbH, Mainhausen – Deutschland, benutzt. Dessen Signal wurde auf die Betriebsspannungen durch den Piezoverstärker LE 150/100 EBW der Firma Piezosystem Jena GmbH, Jena – Deutschland, für den Piezostapelaktor aufbereitet.

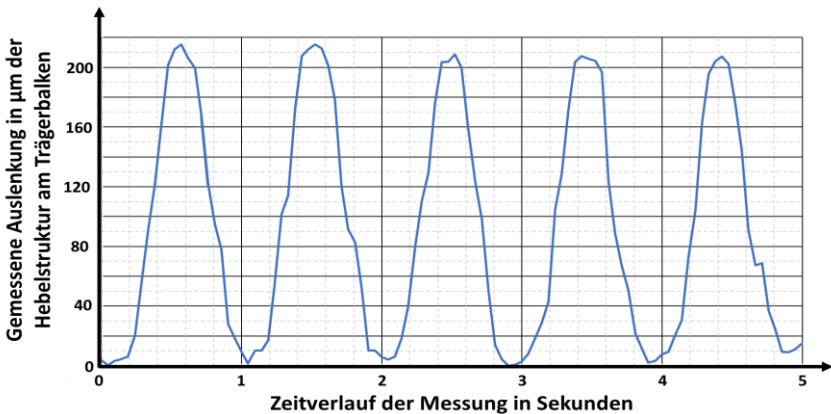


Abbildung 8.9 Auswertung der experimentellen Validierung der Auslenkung der Hebelstruktur. An der vertikalen Achse wird die Auslenkung in μm des Trägerbalkens der Hebelstruktur und an der horizontalen Achse der Zeitverlauf der Messung abgebildet.

Die Abweichung der gemessenen zur gewünschten Auslenkung wird auf eine falsche Eingabe im Fräsvorgang bei der Fertigung der Neigung ζ_0 zurückgeführt. Der Wert von ζ_0 lag bei $3,75^\circ$ anstatt von 4° . Die Korrektur der Auslenkung der Hebelstruktur wurde durch die Änderung der Amplitude der

Steuerspannung des Piezostapelaktors nach Gl. 8.1 mit Gl. 1.4 durchgeführt. Die Auslenkung wurde mit dem Lasertriangulator optoNCDT 1605-2 der Firma Micro-Epsilon Messtechnik GmbH & Co. KG am Trägerbalken erfasst.

Tabelle 8.1 zeigt den Vergleich zwischen den errechneten Richtgrößen von Spannung, Piezohub und Auslenkung der Hebelstruktur und den gemessenen Größen bei der Anpassung der Auslenkung der Hebelstruktur durch die Steuerspannung. Dabei ist die Steuerspannung für den Piezostapelaktor in blauer Schriftfarbe gekennzeichnet. Die Zielauslenkung wird bei der Steuerspannung des Piezostapelaktors von 110 V mit dem Piezohub von 14,6 erreicht. Jede Messung wurde 10 Sekunden lang bei der Frequenz von 1 Hz durchgeführt. Die Werte in der Tabelle stellen Durchschnittswerte dar.

Tabelle 8.1 Vergleich von Richtwerten zur Auslenkung mit Messwerten zur Auslenkung der Hebelstruktur

Gerechnete Richtgrößen			Gemessene Größen bei Anpassung der Auslenkung der Hebelstruktur durch die Steuerspannung			
Spannung in V	Piezohub in μm	Auslenkung der Hebelstruktur in μm	Spannung in V	Gerechneter Piezohub in μm	Auslenkung der Hebelstruktur in μm	Standardabweichung in %
30	4	55,6	28	3,7	55,3	1,34
60	8	108	56	7,5	107,6	1,36
90	12	159	85	11,3	157,5	1,32
120	16	200	110	14,6	201,2	1,26
150	20	253	140	18,7	252,7	1,21

Die durchgeführte Korrektur bestätigt die ausgelegten Verhältnisse der Hubvergrößerung von der Piezoauslenkung durch die Hebelstruktur. Die Hubvergrößerung beträgt 13,78.

8.1.5. ZUSAMMENBAU DES WIMPERNANTRIEBS IM ORTHOGONALEN BETRIEBSMODUS

Für den Zusammenbau des Antriebs wurde der Reibkörper aus 20 Kohlenstoffarrays auf dem Edelstahls substrat durch den

Fertigungsprozess von Kapitel 5 vorbereitet. Die Breite des Substrats beträgt 5 mm, die Länge 47,7 mm und die Höhe 0,4 mm.

Abbildung 8.10 stellt den Reibkörper des Wimpernantriebs im orthogonalen Betriebsmodus aus der Seitenansicht mit einer 1 € Münze als Größenvergleich in (a) und aus der schrägen Seitenansicht in (b) vor. Dabei lassen sich die zwei Reihen der Kohlenstofffaser-Arrays erkennen. Die Gesamthöhe des Reibkörpers beträgt 1,9 mm.

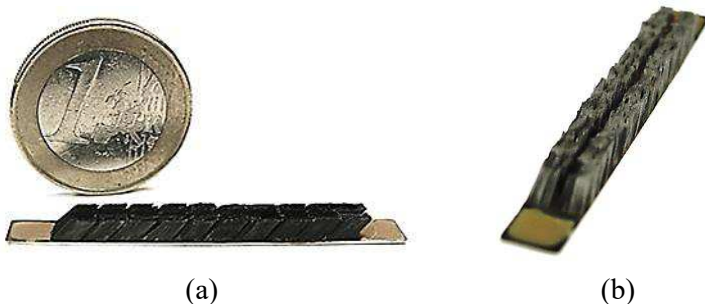


Abbildung 8.10 Elastischer Reibkörper aus 20 Kohlenstofffaserarrays für den Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus. (a) Bildaufnahme aus der Seitenansicht. (b) Bildaufnahme aus der schrägen Seitenansicht.

Die Hebelstruktur des Antriebs wird auf zwei Laufwagen der Miniatur-Profilschienenführung aus Edelstahl mit 7 mm breiten und 300 mm langen Schienen der Firma Mädler GmbH montiert. Die Länge des Laufwagens liegt bei 22 mm während seine Breite und Höhe bei 17 und 8 mm liegen. Für die Montage der Hebelstruktur auf beiden Laufwägen wurde ein Montierteil aus Aluminium gefertigt, das an beiden Laufwägen zugleich fixiert wird.

Die CAD-Darstellung des Montierteils mit zwei Führungsstiften und acht M2-Schrauben zur Befestigung auf den Laufwägen ist in Abbildung 8.11 (b) vorgestellt. Der Durchmesser der Stifte beträgt 1,5 mm. Sie ragen 5 mm aus dem Montierteil heraus. Die Länge, Breite und Höhe des Montierteils betragen jeweils 49, 17 und 9 mm. Die längs durchgängige und rechteckige Kerbung wurde spielgenau mit der Höhe von 6 mm für die Hebelstruktur eingefräst. Die Hebelstruktur ist bei ihrer Montage durch zwei seitlich durchgängige M3-Schrauben fixiert.

Abbildung 8.11 (b) stellt die Bildaufnahme der Hebelstruktur mit eingespanntem Piezostapelaktor und eingebautem Reibkörper aus Kohlenstofffasern neben einer 0,50 € Münze dar. Die Basishöhe der Hebelstruktur einschließlich des Reibkörpers beträgt 31,9 mm. Die gesamte Breite der Hebelstruktur liegt bei 49 mm. Die Materialdicke der Hebelstruktur beträgt 6 mm.

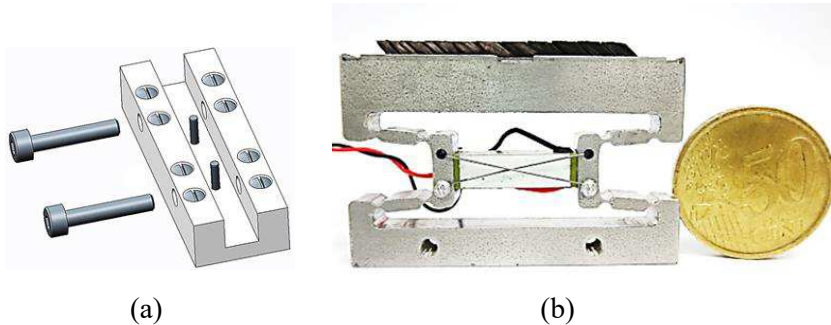


Abbildung 8.11 (a) CAD-Darstellung des Montierteils für den Stator des Wimpernantriebs im orthogonalen Betriebsmodus. (b) Der aktive Stator des Wimpernantriebs im orthogonalen Betriebsmodus: die Hebelstruktur mit eingebautem Reibkörper und eingespanntem Piezostapelaktor.

Abbildung 8.12 zeigt die frontale Bildaufnahme des fertig zusammengebauten Wimpernantriebs im orthogonalen Betriebsmodus. Dabei bilden die beiden Laufwägen mit dem Montierteil den Läufer des Antriebs. Beide Laufwägen sind in der Bildaufnahme für die Kabelführung auseinandergestellt. Die Kohlenstofffasern des Reibkörpers werden gegen die aufbereitete Kontaktfläche aus PVC gedrückt, wenn der Piezostapelaktor betätigt wird.

Das Gesamtgewicht des Antriebs beträgt 56 g. Als Maßstab wurde ein metallisches Lineal mit Rastermarkierungen von 1 mm unter die Führung gelegt.

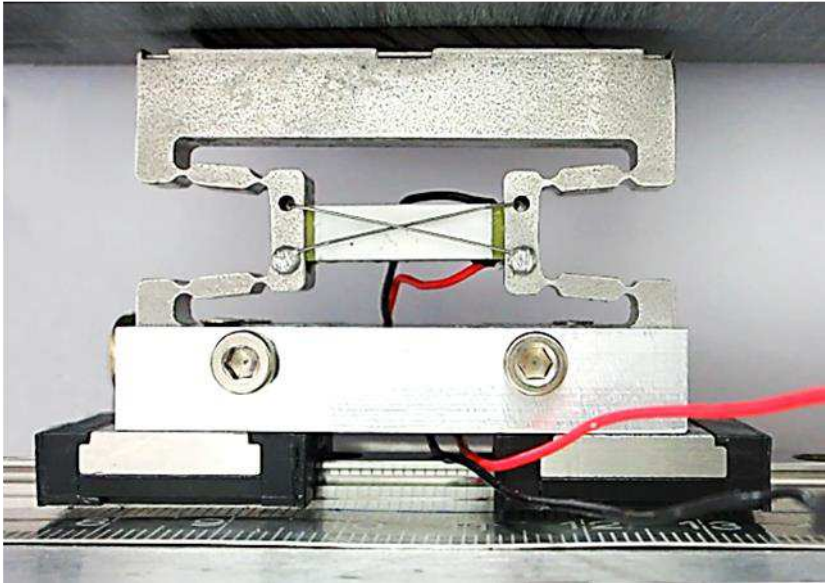


Abbildung 8.12 Frontale Bildaufnahme des fertig zusammengebauten Wimpernantriebs für den orthogonalen Betriebsmodus. Die Hebelstruktur aus Edelstahl wurde auf dem Montierteil aus Aluminium befestigt, das diese mit beiden Läufern der Miniatur-Profilschienenführung verbindet. Auf der Hebelstruktur ist das Edelstahlsubstrat mit dem Kohlenstofffaser-Reibkörper fixiert. Diese wird dabei gegen die Kontaktfläche aus aufgerautem PVC gedrückt.

8.2. GESTALTUNG DES WIMPERNANTRIEBS FÜR DEN PARALLELEN BETRIEBSMODUS

In diesem Abschnitt wird auf die Entwicklung und den Zusammenbau der Hebelstruktur für den Wimpernantrieb im parallelen Betriebsmodus eingegangen. Anschließend werden die Ergebnisse der experimentellen Validierung der Hebelstruktur vorgestellt. Analog zum Antrieb im orthogonalen Betriebsmodus wird der Piezostapelaktor Pst 150/7×7/20 der Firma Piezomechanik GmbH als Wegquelle verwendet.

8.2.1. KONZEPT DER HEBELSTRUKTUR VOM ANTRIEB IM PARALLELEN BETRIEBSMODUS

Die Hauptfunktion der Hebelstruktur bei diesem Betriebsmodus des Wimpernantriebs ist die Vergrößerung des Hubs aus dem Piezostapelaktor und dessen horizontale Umleitung auf den Reibkörper. Die entwickelte monolithische Hebelstruktur basiert auf der des Antriebs für den orthogonalen Betriebsmodus. Hierbei findet in der Interaktion zwischen den Fasern des elastischen Reibkörpers und Kontaktfläche keine Faserbiegung statt. Daher werden Schritte gleicher Größe in der Auslenkung der Hebelstruktur erwartet.

Das Konzept der Hebelstruktur für den Wimpernantrieb im parallelen Betriebsmodus wird in Abbildung 8.13 (a) aus der Oberansicht gezeigt. Das Edelstahlsubstrat des Reibkörpers aus Kohlenstofffasern ist dabei in der Mitte als rechteckige Fläche mit grauer Farbe dargestellt. Links und rechts des Reibkörpers sind zwei rautenförmige Hebelanordnungen zu sehen, die mit dem äußeren rechteckigen Rahmen verbunden sind. Das Piezoelement wird durch Federelemente an der linken rautenförmigen Hebelanordnung eingespannt.

Bei der Ausdehnung des Piezoelements wird die Hebelstruktur auseinandergedrückt, die Hebel werden infolge der Festkörpergelenk-Lagerung nach innen gedreht und deren Ausgangsneigung ζ_0 verkleinert sich. Dabei wird der Reibkörper nach links gezogen. Die rechte Hebelanordnung dient zur horizontalen Führung der Trägerfläche des Reibkörpers. Diese führt die Trägerfläche zurück, wenn der Hub des Piezoelements zurückgeht, während sie von der anderen Hebelanordnung nach rechts gedrückt wird.

Abbildung 8.13 (b) stellt die Hebelstruktur aus der Seitenansicht dar. Dabei wird gezeigt, dass die Fasern des Reibkörpers über die Hebelstruktur hinausragen. Die Kohlenstofffasern sind nach links geneigt. Bei der Ausdehnung des Piezoelements wird der Reibkörper nach links (1) und bei seiner Zurückziehung nach rechts (2) verschoben. Unter dauerhaftem Kontakt des Reibkörpers mit der Kontaktfläche ergibt sich die Schrittbewegung des Antriebs bedingt durch den Übergang von Haft- zur Gleitreibung nach rechts.

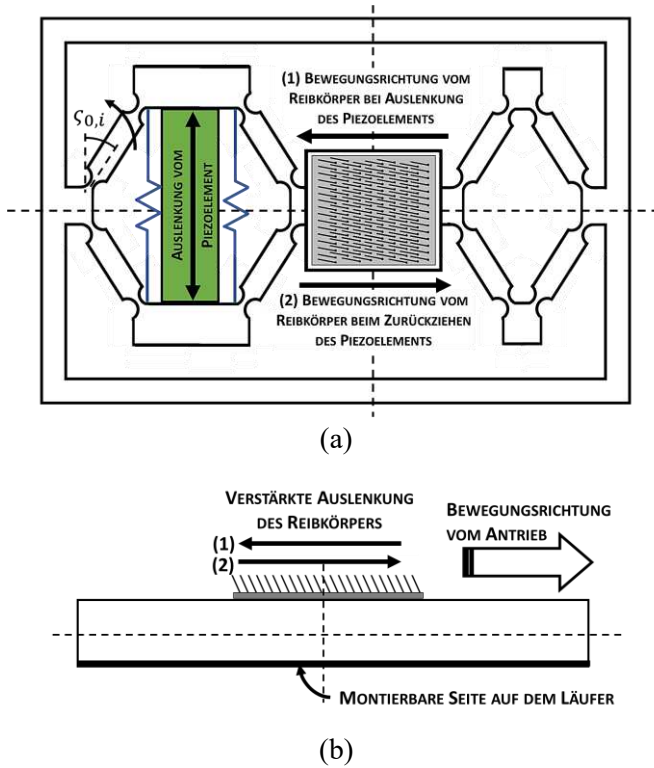


Abbildung 8.13 (a) Konzept der Hebelstruktur des Wimpernantriebs für den parallelen Betriebsmodus aus der Oberansicht. (b) Darstellung der Struktur aus der Seitenansicht. Die Bewegungsrichtung ist rechts.

Die Ausgangsneigung ζ_0 und die Festkörpergelenke aller Hebel sind wie beim Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus ausgelegt. Die Ausgangsneigung ζ_0 der Hebelarme beträgt $5,7^\circ$ und die Endneigung ζ_1 beim ausgedehnten Piezoelement 4° . Die Schrittgröße für diesen Wimpernantrieb ist nach Gl. 1.5, Gl. 8.1 und Gl. 1.3 in Gl. 8.8 beschrieben.

$$SG_{PM} = n \cdot d_{33} V \times \frac{2 \cdot l_{Hebel}}{\Delta l_{Piezo}} \left\{ \sin \left[\cos^{-1} \left(\frac{\Delta l_{Piezo}}{2 \cdot l_{Hebel}} - \cos \zeta_0 \right) \right] - \sin \zeta_0 \right\} \times 1 \quad \text{Gl. 8.8}$$

Bei gleichem Piezohub, Hubvergrößerungsverhältnis und Material der Hebelstruktur werden bei Fortschubkräften von 1,3 N Schrittgrößen von 200 μm erwartet.

Obwohl bei dem Konzept doppelt so viele Festkörpergelenke wie bei der Hebelstruktur für den orthogonalen Betriebsmodus benötigt werden, ist der Piezostapelaktor beim ausgewählten Arbeitspunkt weit vor der Auslastung. Somit ist sowohl der Piezohub als auch die Auslenkung der Hebelstruktur gesichert.

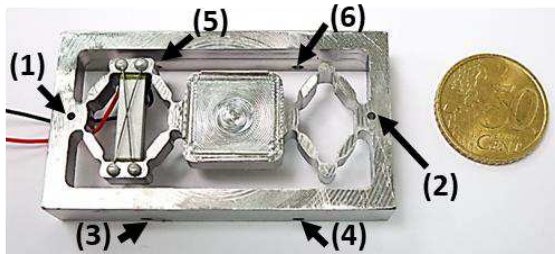
Die Hebelstruktur, die nach den vorgestellten Merkmalen gefertigt wurde, wird im folgenden Abschnitt vorgestellt.

8.2.2. VORBEREITUNG DER HEBELSTRUKTUR

Die Hebelstruktur aus Edelstahl wird analog zur Hebelstruktur des Wimpernantriebs im orthogonalen Betriebsmodus mit dem CNC-Fräser M10pro+ der Firma Datron AG und dem Einbettungsharz Technovit® 5071 der Firma Heraeus Kulzer GmbH monolithisch gefertigt.

Abbildung 8.14 (a) zeigt die Hebelstruktur aus der Oberansicht. Dabei ist der Piezostapelaktor Pst 150/7×7/20 durch den 0,6 mm dicken Federdraht eingespannt, der über Aluminiumbolzen fixiert ist. Die Trägerfläche für den Kohlenstofffaser-Reibkörper in der Mitte der Hebelstruktur beträgt 19×18 mm² und ist mit 0,5 mm dicken und 1 mm hohen Wänden umrahmt. Die Außenbreite und -länge des Rahmens um die Hebelanordnungen und die Trägerfläche beträgt 36 und 66 mm bei der Wandstärke von 4 mm. Stegbreite und Radius der Festkörpergelenke betragen jeweils 0,3 und 1 mm. Die Bohrungen (1) und (2) an der linken und rechten Seite des Rahmens dienen der Ausrichtung der Hebelstruktur in der Montage durch Führungsstifte am Montierteil des Läufers. Die Bohrungen (3) bis (6) ermöglichen die Fixierung der Hebelstruktur auf dem Läufer durch M2-Schrauben. Als Größenvergleich wurde neben der Hebelstruktur eine 0,50 € Münze gestellt.

Abbildung 8.14 (b) stellt die Hebelstruktur aus der schrägen rechten Seitenansicht vor. Die Gesamthöhe der Hebelstruktur beträgt 12 mm. Die Hebelstruktur in der Abbildung wurde an der unteren Seite längs und mittig rechteckig mit der Breite von 28 mm und Höhe von 6 mm für die Montage auf dem Montierteil des Läufers gefräst. In der Bildaufnahme dient ebenfalls eine 0,50 € Münze als Maßstab.



(a)



(b)

Abbildung 8.14 (a) Bildaufnahme der Hebelstruktur aus Edelstahl für den Wimpernantrieb im parallelen Betriebsmodus aus der Oberansicht. Dabei wurde der Piezostapelaktor Pst 150/7×7/20 eingebaut und mit Federdraht eingespannt. (b) Bildaufnahme der Hebelstruktur aus der Seitenansicht.

8.2.3. VALIDIERUNG DER HUBVERGRÖßERUNG DER HEBELSTRUKTUR

Die Auslenkung der Hebelstruktur wurde optisch mit dem Mikroskop des Models DSCO-P04 der Firma Conrad Electronic SE erfasst. Das Piezoelement wurde dabei mit Sinusspannung mit der Amplitude von 120 V bei der Frequenz von 1 Hz angesteuert. Somit waren Auslenkungen an der Hebelstruktur von $200\text{ }\mu\text{m}$ für den parallelen Betriebsmodus zu erwarten. In der Untersuchung wurde die Auslenkung der Hebelstruktur durch Markierungen an der Trägerfläche durch eine Videoaufnahme mittels der Software Tracker fünfmal über fünf Bewegungszyklen evaluiert.

Abbildung 8.15 stellt den Durchschnitt der Auswertungen der horizontalen Verschiebung der Trägerfläche an der Hebelstruktur vor. Dabei zeigt sich, dass der Verlauf der Auslenkung bei der erwarteten Größe von $200\text{ }\mu\text{m}$ liegt.

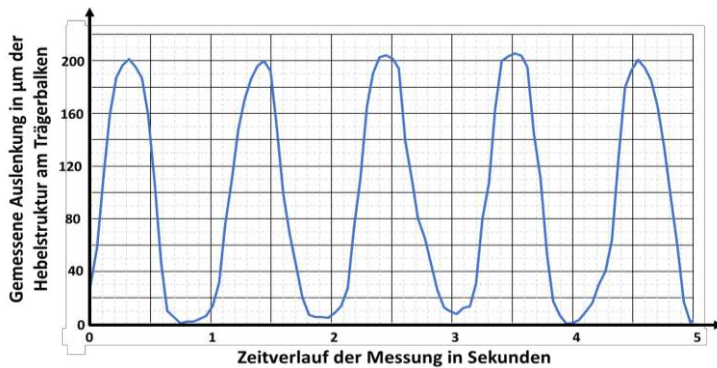


Abbildung 8.15 Auswertung der experimentellen Validierung der Auslenkung der Hebelstruktur. (a) Darstellung der drei Referenzmesspunkte an der Hebelstruktur. (b) Diagrammdarstellung der Messergebnisse.

Die Messergebnisse zeigen, dass der Vergrößerungsfaktor von 12,5 erfolgreich erreicht wurde. Somit folgt im nächsten Abschnitt der Zusammenbau des Wimpernantriebs mit der vorgestellten Hebelstruktur.

8.2.4. ZUSAMMENBAU DES WIMPERNANTRIEBS FÜR DEN PARALLELEN BETRIEBSMODUS

Für den Wimpernantrieb im parallelen Betriebsmodus wurde der elastische Reibkörper aus den 20 Kohlenstofffaserarrays auf dem rechteckigen Substrat aus Edelstahl entsprechend des Prozesses aus Kapitel 5 gefertigt. Der aktive Stator des Antriebs mit der monolithischen Hebelstruktur, eingespanntem Piezostapelaktor und dem eingebauten Reibkörper ist in Abbildung 8.16 (a) aus der Oberansicht vorgestellt.

Für den Einbau der Hebelstruktur auf den zwei Laufwagen der Linearführung wurde ebenfalls ein Montierteil angefertigt. Die CAD-Darstellung des Montierteils wird in Abbildung 8.16 (b) gezeigt. In der Darstellung wurden die acht M2 Schrauben auf der Oberseite des Montierteils eingebaut dargestellt, die das Teil auf den Laufwagen fixieren. Die vier seitlichen M2 Schrauben dienen der Fixierung des Rahmens der Hebelstruktur mit dem Montierteil. Dabei werden die zwei Stifte mit einem Durchmesser von 1,5 mm dargestellt, die für die Montage der Hebelstruktur als Führung dienen. Analog wie beim Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus bilden das Montierteil und die Laufwagen den Antriebsläufer. Eine Spalte von 1,5 mm

zwischen der Oberseite des Montierteils und der Hebelstruktur ist für die Führung der Kabel des Piezostapelaktors vorgesehen.

Abbildung 8.16 (c) zeigt den Wimpernantrieb für den parallelen Betriebsmodus mit allen Teilen zusammengebaut und montiert auf dem Läufer an der linearen Miniatur-Profilschienenführung. Die Gesamtmasse des Antriebs beträgt 116 g.

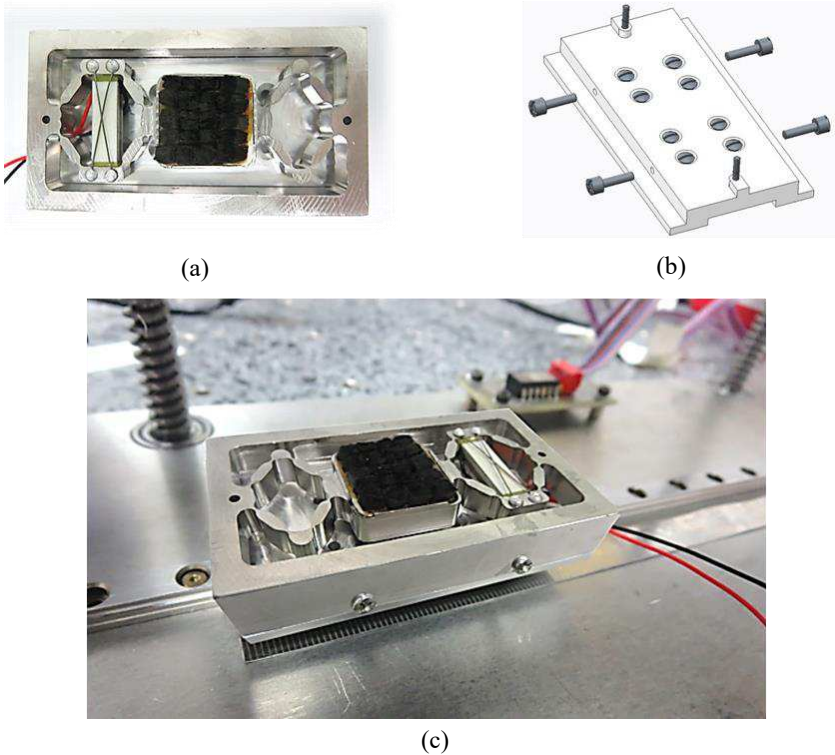


Abbildung 8.16 (a) Die monolithische Hebelstruktur für den Wimpernantrieb im parallelen Betriebsmodus mit dem Reibkörper aus Kohlenstofffasern und dem eingespannten Piezostapelaktor aus der Oberansicht. (b) CAD-Darstellung des Montierteils, das den aktiven Stator des Antriebs mit den Laufwägen der Linearführung verbindet. Dabei sind alle Befestigungsschrauben und die beiden Führungstifte dargestellt. (c) Der zusammengebaute Wimpernantrieb für den parallelen Betriebsmodus.

8.3. FAKTEN AUS DEM KAPITEL

In diesem Kapitel wurde auf die Konzepterstellung und Dimensionierung für die Hebelstrukturen der Wimpernantriebe im orthogonalen und parallelen Betriebsmodus eingegangen. Für beide Fälle wird die gleiche Wegquelle eingesetzt, der Piezostapelaktor Pst 150/7×7/20 der Firma Piezomechanik GmbH. Der Arbeitspunkt des Piezoelements wurde auf $16\text{ }\mu\text{m}$ bei einer Blockierkraft von 700 N gelegt. Dabei wird die Belastung des Piezostapelaktors auf 70 N bei beiden Wimpernantrieben festgelegt.


Die Wegvergrößerung, welche durch die entworfenen Hebelstrukturen erzielt wurde, liegt bei 12,5. Dieses Verhältnis wurde durch kinematische Mittel ausgelegt. Die zu übertragende Reibkraft, die in den Untersuchungen der letzten zwei Kapitel für ein Kohlenstofffaserarray ermittelt wurde, wurde durch die Anzahl von Arrays hochskaliert.

Die Hebelmechanismen an den monolithischen Strukturen wurden mit runden Festkörpergelenken mit dem Durchmesser von 1 mm und der Stegbreite von 0,3 mm bei der Materialdicke von 6 mm gefertigt. In der Arbeit wird für beide Betriebsmodi des Wimpernantriebs das gleiche Prinzip für die Anordnung der Hebelkinematik-Mechanismen zur Vergrößerung und Umleitung des Piezohubs eingesetzt.

Zur Fertigung beider monolithischer Hebelstrukturen mit dünnen Stegbreiten an den Festkörpergelenken kommen beim Trennfräsverfahren mit dem CNC-Fräser das Einbettungsharz Technovit® 5071 zum Einsatz. Mit ihm wird im ersten Schritt des Trennfräsvorgangs der freigefräste Raum ausgefüllt, um die im zweiten Schritt freizufräsenden Strukturen zu fixieren.

In der Arbeit wird aufgrund begrenzter Mittel die Fertigung der Hebelstrukturen z.B. mit Drahterodierung nicht verfolgt. Dennoch besteht mit dem Einsatz einer solchen Fertigungstechnologie großes Potential zur Miniaturisierung des Antriebs.

Außerdem wurde die Möglichkeit der Anfertigung des elastischen Reibkörpers aus Kohlenstofffasern direkt auf der Hebelstruktur nicht ausgeschöpft. Da die Hebelstrukturen aus Edelstahl sind, wäre eine solche Fertigung des Reibkörpers durchaus möglich, da die chemischen Vorgänge bei der Herstellung des Reibkörpers nicht schädlich für Edelstahl sind. Mit passenden



Vorrichtungen lässt sich dieses maschinell unterstützt bewerkstelligen und somit die Komplexität des Aufbaus der Wimpernantriebe verringern.

Die lineare Bewegung der Wimpernantriebe wird durch den Einsatz der Miniatur-Profileschienenführung mit zwei Laufwägen gesichert.

Der Entwurf von Hebelstrukturen für Wimpernantriebe, die beide Bewegungsprinzipien der hier vorgestellten Antriebe mit nur einem einzelnen Piezoelement und mit einfachen Fertigungsmitteln einsetzen, ist in dieser Arbeit nicht erforscht worden. So eine Aufgabe erfordert einen weiteren Schwerpunkt, der in künftige Forschungsarbeiten ausarbeitet werden kann. Dennoch bleibt für Erweiterungsarbeiten der Entwurf von solchen hybriden Hebelstrukturen oder sogar der Einsatz von funktionsintegrierten Piezo-Hebeln offen.

9. MESSTECHNISCHE CHARAKTERISIERUNG DER WIMPERNANTRIEBE

Dieses Kapitel widmet sich der Charakterisierung beider Wimpernantriebe. Dabei wird die Geschwindigkeit gegenüber der Vorschubkraft bei der Langstrecke evaluiert. Die gleichlange Kontaktfläche wird dabei parallel zur Linearführung gegen den elastischen Reibkörper der Antriebe gedrückt, bis die Voranpresskraft von 290 mN erreicht ist, die bei den experimentellen Untersuchungen von Kapitel 6 ermittelt wurde. Die Kontaktfläche aus PVC wurde entsprechend der Ergebnisse aus den Untersuchungen im gleichen Kapitel vorbereitet. Die Antriebe wurden per Rechtecksignal diskret mit steigenden Frequenzen bis zu 100 Hz angetrieben. Die Geschwindigkeit der Antriebe wurde bei steigenden Gegenkräften evaluiert, bis die Geschwindigkeit von nahezu 0 mm/s erreicht wurde. Die Gegenkräfte wurden anhand von Zuggewichten an den Antrieben angebracht.

Im Folgenden wird die Vorrichtung vorgestellt, die für die maschinelle Positionierung der Kontaktfläche parallel zum Reibkörper aus Kohlenstofffasern entworfen wurde. Daraufgehend werden die Messergebnisse beider Wimpernantriebe vorgestellt. Abschließend folgt die Diskussion der Messergebnisse.

9.1. MESSVORRICHTUNG FÜR DIE CHARAKTERISIERUNG DER WIMPERNANTRIEBE

Zur waagrechten Positionierung der Kontaktfläche aus PVC gegen den Reibkörper der Antriebe, deren Oberfläche entsprechend der experimentellen Ergebnisse aus Kapitel 6 und 7 bearbeitet wurde, wurde eine automatisierte Vorrichtung entwickelt.

Abbildung 9.1 zeigt die Bildaufnahme der Positioniervorrichtung für die Kontaktfläche aus PVC zur Charakterisierung der Wimpernantriebe aus der Frontansicht. Die Konstruktion besteht aus der Oberplatte (1), dem Fahrwerk mit den drei Zwischenplatten (2) und der Unterplatte (3). Die Säulen (4) dienen anhand von den Linearlagern (5) und (6) zur vertikalen Führung des Fahrwerks und sind zwischen Ober- und Unterplatte befestigt. Die Führungsschiene (7), auf welcher der Prüfling bzw. der zu untersuchende Wimpernantrieb montiert wird, wurde auf der Unterplatte angebracht. Die

Kontaktfläche (8) ist im Fahrwerk integriert. Sie wird vertikal in zwei aufeinander folgenden Schritten mit zwei Bewegungsaufösungen, grob und fein, gegen den Reibkörper des Prüflings gefahren.

Der 2-Phasen-Schrittmotor, (9), RDM 253/50 mit einer Schrittzahl von 200 je Drehung der Firma Berger-Lahr GmbH & Co. KG, Lahr – Deutschland, ist auf der Oberplatte durch ein Zahnriemengetriebe mit dem Übersetzungsverhältnis von 1:2,3 mit den beiden hinteren Trapezgewindestangen (10) verbunden. Diese sind an der Ober- und Unterplatte der Vorrichtung mit Drehkugellagern eingespannt. Die Steigung der Trapezgewindestangen aus Edelstahl beträgt 2 mm. Diese sind zugleich mit der Oberplatte des Fahrwerks durch daran fixierte Muttern verbunden. Diese Platte wird vertikal durch vier Linearlager geführt. Das Gesamtfahrwerk wird bei einer Drehung des Schrittmotors um 4,6 mm verschoben.

Die vertikale Feinbewegung der Kontaktfläche wird in der Vorrichtung am Fahrwerk durchgeführt. Das Fahrwerk besteht aus der vertikal geführten Oberplatte (11), auf welcher der BLDC-Motor (12) EC-max 30 mit untersetzendem Getriebe von 6285:1 der Firma Maxonmotor GmbH montiert ist, der Zwischenplatte (13) und der Unterplatte (14), auf welcher die Kontaktfläche liegt. Die Unterplatte ist gegen vier Mikrometerschrauben (15) des Modells 148-143 der Firma Mitutoyo Messgeräte Leonberg GmbH mit einer Genauigkeit von $2\text{ }\mu\text{m}$ an der Zwischenplatte zurückgefedert. Die Mikrometerschrauben dienen der manuellen Neigungskorrektur nach der Positionierung der Kontaktfläche. Der BLDC-Motor ist zugleich durch Zahnriemengetriebe (16) und Trapezgewindestangen (17) mit einer Steigung von 1,5 mit der Zwischenplatte verbunden. Die Zwischenplatte wird ebenfalls durch die zwei Linearlager (6) links und rechts vertikal geführt. Bei einer Drehung des BLDC-Motors werden die Zwischen- und Unterplatte etwa $0,24\text{ }\mu\text{m}$ vertikal verschoben. Der initiale Abstand der Kontaktfläche zur Unterlage beträgt 117 mm. Die Höhe der Positioniervorrichtung, also der Unterseite der Unterlage bis zur Oberplatte einschließlich der Motoren, beträgt 256 mm, die Breite 370 mm und die Tiefe 145 mm.

Die Größe des vertikalen Fahrwegs des Fahrwerks der Positioniervorrichtung wurde ausgelegt, um genügend Platz für den manuellen Einbau der Wimperrantriebe an der Führungsschiene zu ermöglichen. Die Flächen der Kontaktfläche (8) und der Voranpressfläche (18) betragen $245 \times 30\text{ mm}^2$ und $60 \times 30\text{ mm}^2$. Zur Isolierung des Störeinflusses externer Vibrationen wurde die Positioniervorrichtung auf einem Dämpfungstisch (19) fixiert.

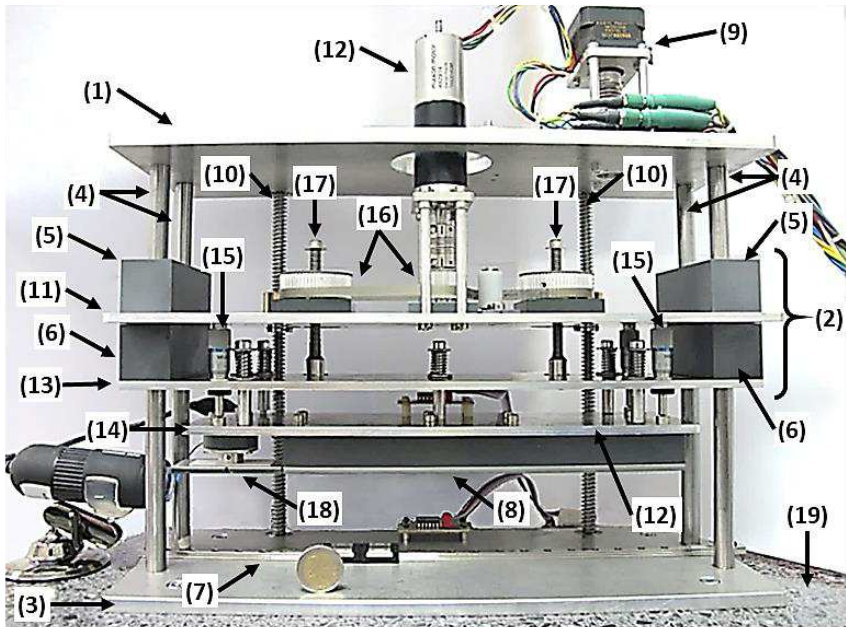


Abbildung 9.1 Positioniervorrichtung der Kontaktfläche für die Charakterisierung der Wimpernantriebe.

Die Kontaktfläche und die Reibschicht wurden so positioniert, bis die Anpresskraft von 200 mN erreicht wurde. Diese Anpresskraft wurde von den 10 mN pro Array auf die 20 Arrays hochgerechnet, wie die Untersuchungen aus Kapitel 6 für ein Array ergaben. Die Voranpresskraft gegen die Reibschicht wird an der Voranpressfläche (18) registriert, die mit dem Kraftsensor 8411-10 der Firma Burster Präzisionsmesstechnik GmbH verbunden ist. Die Voranpressfläche ist in Abbildung 9.1 links neben der Kontaktfläche dargestellt.

Der Kraftsensor ist mit der unteren Platte des Fahrwerks verbunden und in ein Zylindergehäuse gebaut. Das Zylindergehäuse dient als Stützfläche für Blattfedern, die die Kraft von der Voranpressfläche bis zum Kraftsensor leiten. Die Erfassung der Voranpresskraft erfolgt bei mittiger Ausrichtung der Reibschicht zur Voranpressfläche.

Die Voranpressfläche wurde aus der vorbereiteten Kontaktfläche aus PVC durch Trennfräsen in der gewünschten Form herausgelöst. Die Kontakt- und die Voranpressfläche wurden für die planflächige Bearbeitung auf eine

Aluminiumunterlage der Höhe von 1,5 mm fixiert und anschließend in die Vorrichtung eingebaut.

Die Unterlage der Kontaktfläche wurde in Höhe der Voranpressfläche an einem Abstandshalter aus PVC montiert. Die Trennspalte zwischen Voranpressfläche und Kontakt-fläche beträgt 2 mm. Nach der Registrierung der Voranpresskraft wird der Wimpernantrieb manuell auf seine Ausgangsposition unter der Kontaktfläche verschoben. Der auf der Führungsschiene zu montierendem Antrieb wird anschließend in Betrieb genommen.

Zur Verifizierung der ebenen Positionierung der Kontaktfläche der Reibschicht erfolgt kontinuierlich eine differenzielle Neigungsmessung zwischen der Kontaktfläche und der Vorrichtungsunterlage. Die Neigung zwischen beiden Flächen wird durch zwei zweiachsige Neigungssensoren SCA100T-D02 der Firma Murata Manufacturing Co., Ltd. überwacht, die jeweils an der Kontaktfläche und an der Vorrichtungsunterlage angebracht wurden. Die Neigungskorrektur erfolgt nach Bedarf manuell durch die vier Mikrometerschrauben an der Zwischenplatte des Fahrwerks.

Abbildung 9.2 zeigt den Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus aus der Seitenansicht auf der Führungsschiene der Vorrichtung. Der Antrieb wurde in der Abbildung unterhalb der Kontaktfläche positioniert.

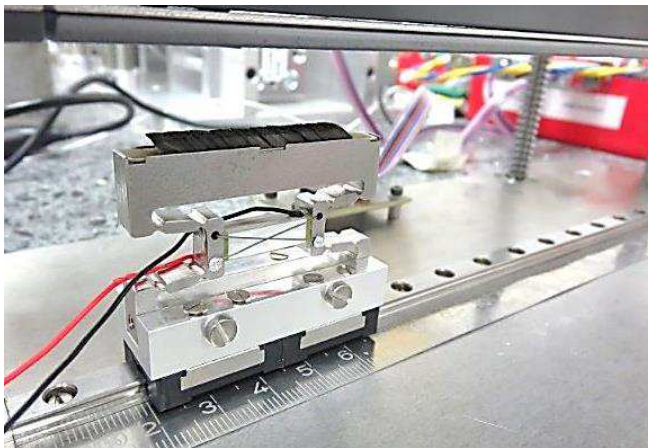


Abbildung 9.2 Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus montiert auf der Profilführungsschiene der Vorrichtung. Der Antrieb wurde unter die Kontaktfläche aus PVC geschoben.

Die Überwachung der Voranpresskraft und der Neigung zwischen Kontaktfläche und Unterplatte und die Steuerung der Motoren werden durch eine in LabView programmierte Software durchgeführt. Die Werte aus den zweiachsigen Neigungssensoren werden in einer entworfenen Elektronik differenziert und über die Messkarte NI USB-6212 der Firma National Instruments an die LabView-Software weitergeleitet. Der Kraftsensor wird am Brückenverstärker des Models 5271 der Firma Kistler Instrumente AG angeschlossen.

9.2. DIE CHARAKTERISIERUNG DER WIMPERNANTRIEBE

In diesem Abschnitt werden die Messergebnisse der Charakterisierung der Geschwindigkeit beider Antriebe bei Steuerfrequenzen von 1, 10 und 100 Hz vorgestellt. Bei den drei Messreihen wird die Vorschubkraft evaluiert, indem Massen von 50, 100 und 200 g als Zugmassen eingesetzt sind. Die Geschwindigkeitsmessungen sind anhand der Software Tracker an Videoaufnahmen der Antriebe durchgeführt. Zum Abschluss dieses Abschnitts werden die Ergebnisse beider Antriebe verglichen.

Vor den Messungen wird die Signalform zur Ansteuerung des Piezostapelaktors ausgewählt. Dabei wird die Schrittentwicklung der Antriebe ohne Zugmasse bei Steuerspannungen mit Sinus-, Dreieck- und Rechteckform untersucht. Erwartungsgemäß zeigt sich bei beiden Antrieben unter den ersten zwei Signalformen keine nennenswerte Schrittentwicklung, da kein Übergang von Haft- zu Gleitreibung stattfindet. Aus diesem Grund wird Rechteckspannung mit Tastgrad von 50% zur Steuerung des Piezostapelaktors ausgewählt.

Die Ansteuerspannung für den Piezostapelaktor wird mit dem Signalgenerator HM 8030-5 der Firma Hameg Instruments GmbH generiert und anschließend durch den Piezoverstärker LE 150/100 EBW der Firma Piezosystem Jena GmbH auf den Spannungsbereich von 0 bis 110 V für den Antrieb im orthogonalen Betriebsmodus verstärkt und auf dem Bereich von 0 bis 120 V für den parallelen Betriebsmodus. Bei den Versuchen erwartet man Geschwindigkeiten, die ein lineares Verhältnis zu den Schrittgrößen von 170 μm beim orthogonalen Betriebsmodus und 200 μm beim parallelen Betriebsmodus aufweisen.

In den Messungen wird der Reibkörper der Antriebe nach den Untersuchungen aus Kapitel 6 und 7 mit der Voranpresskraft von ca. 290 mN

vorbelastet. Anschließend sind sie in Betrieb genommen und mit der Kamera Ixus 255 HS der Firma Canon, Tokio – Japan, auf Video aufgenommen. Die Antriebsgeschwindigkeiten ist in der Laufzeit von 45 Sekunden bei der Steuerfrequenz von 1 Hz, von 75 Sekunden bei 10 Hz und von etwa 4,5 Sekunden bei 100 Hz evaluiert. Bei den Messungen sind die Zugmassen mit einem Seil an der Hinterseite der Antriebe fixiert und durch eine Umlenkrolle an den Rand des Vibrationstischs gehängt. Die Geschwindigkeit der Antriebe ist aus den Aufnahmen mit der Methode der kleinsten Quadrate gerechnet.

9.2.1. MESSERGEBNISSE AUS DER CHARAKTERISIERUNG DES WIMPERN-ANTRIEBS IM ORTHOGONALEN BETRIEBSMODUS

Abbildung 9.3 stellt die Messergebnisse der Charakterisierung des Antriebs im orthogonalen Betriebsmodus vor. Dabei wird auf der Vertikalachse die gefahrene Strecke gezeigt und auf der Horizontalachse die Laufzeit. Die drei Diagramme von Abbildung 9.3 stellen die Messergebnisse bei den Steuerfrequenzen von 1 Hz (a), 10 Hz (b) und 100 Hz (c) dar. Die vier Kurven in den Diagrammen stellen die Messungen mit den Zugmassen von 0, 50, 100 und 200 g jeweils in schwarzer Farbe, in grau mit gestrichelter Linie, in blau mit gepunkteter Linie und in Gelb mit durchgezogener Linie dar.

Bei den Versuchen ohne Zugmasse wurden die höchsten Geschwindigkeiten erreicht: etwa $189,3 \mu\text{m/s}$ bei 1 Hz, 2 mm/s bei 10 Hz und $19,5 \text{ mm/s}$ bei 100 Hz. Bei der Zugmasse von 50 g ergibt sich eine Abnahme dieser Geschwindigkeit von 1% bei 1 Hz, etwa 4% bei 10 Hz und bis 2% bei 100 Hz. Bei der Zugmasse von 100 g zeigt sich die Abnahme von 19% bei 1 Hz, 18% bei 10 Hz und 58% bei 100 Hz. Bei der Zugmasse von 200 g wurden die niedrigsten Geschwindigkeiten registriert. Die Verringerung entspricht 61% bei 1 Hz, 40% bei 10 Hz und 82% bei 100 Hz. Alle dargestellten Kurven zeigen einen relativ geraden aber leicht gezackten Verlauf, welcher auf die Oberflächenwelligkeit und die Übergänge zwischen Haft- und Gleitreibung zurückzuführen ist.

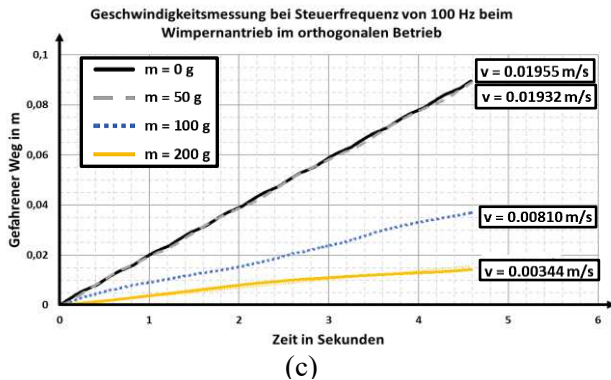
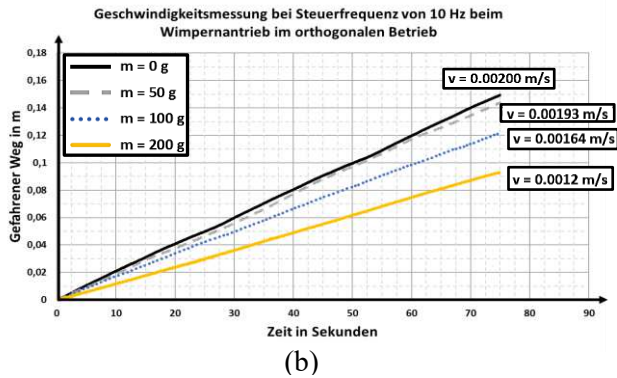
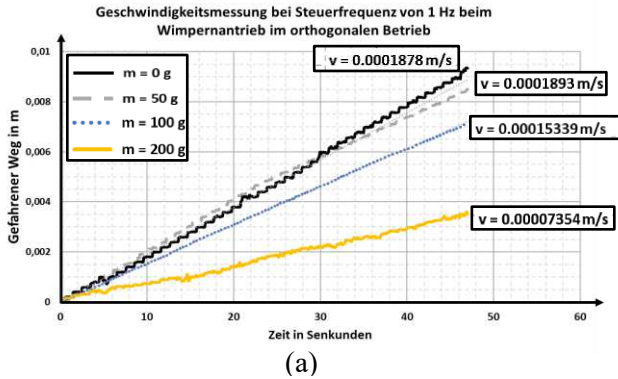


Abbildung 9.3 Ergebnisse aus der Geschwindigkeitsmessung des Antriebs im orthogonalen Betriebsmodus bei Steuerfrequenzen von 1 Hz (a), 10 Hz (b) und 100 Hz (c), bei Zugmassen von 0, 50, 100 und 200 g.

Die signifikante Verringerung der Geschwindigkeit bei den Messungen mit Zugmassen > 50 g kann darauf zurückgeführt werden, dass der Gleitreibungsvorgang in der Hubübertragung nicht unmittelbar beendet ist, wenn die Fasern des Reibkörpers im neuen Bewegungszyklus wieder gegen die Kontaktfläche gedrückt sind. Dieses Verhalten scheint mit steigender Ansteuerfrequenz verstärkt zu werden, vor allem bei der Frequenz von 100 Hz bei Zugmassen > 50 g. Dies deutet darauf hin, dass sich die Reibpaarung zwischen den Einzelfaserenden und der aufgerauten Kontaktfläche aus PVC in dynamischen Bereichen über 50 Hz verschlechtert.

Bei den drei Messreihen werden Geschwindigkeiten bei den Versuchen mit Zugmassen ≤ 50 g erreicht, die proportional zu Schrittgrößen im Bereich der $200\text{ }\mu\text{m}$ sind. Dies wird in einer weiteren Messung 10 Sekunden lang mit der Zugmasse von 50 g bei der Steuerfrequenz von 1 Hz untersucht. Abbildung 9.4 stellt diese Aufnahme vor. Auf der Vertikalachse ist die Verschiebung des Antriebs in μm und auf der Horizontalachse die Zeit in Sekunden abgebildet. Das hinterlegte Gitterraster weist Abstände von $50\text{ }\mu\text{m}$ zwischen den durchgezogenen Linien auf der Vertikalachse auf. Dabei zeigen sich Verschiebungen zwischen 180 und etwa $200\text{ }\mu\text{m}$, die aus zwei Schritten bestehen: eine große Verschiebung von ca. $170\text{ }\mu\text{m}$, gefolgt von einer kleineren irregulären Verschiebung zwischen 30 und $50\text{ }\mu\text{m}$. Die zweite Verschiebung zeigt sich nach etwa 0,5 Sekunden, bzw. bei fallender Flanke der Steuerspannung.

Dieser Verlauf weist auf eine zusätzliche Verschiebung bei der Zurückstreckung der Fasern des Reibkörpers hin, bzw. aufgrund der Zurückfederung der Fasern bei fallendem Piezohub. Darüber hinaus gelingt der Übergang zwischen Haft- und Gleitreibung beim tribologischen Kontakt, der sich beim schnellen Zurückziehen der Fasern ergibt. Denn ohne Gleitreibung würde der Antrieb hin und her verschoben, wie bei den Vorversuchen mit sinus- und dreieckförmiger Ansteuerspannungen am Piezostapelaktor.

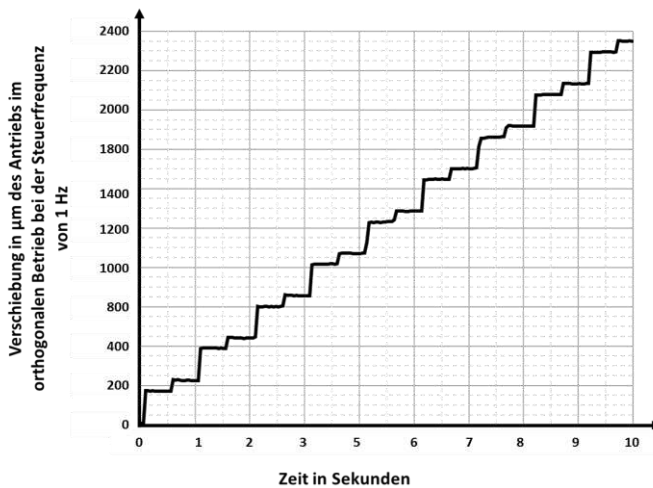
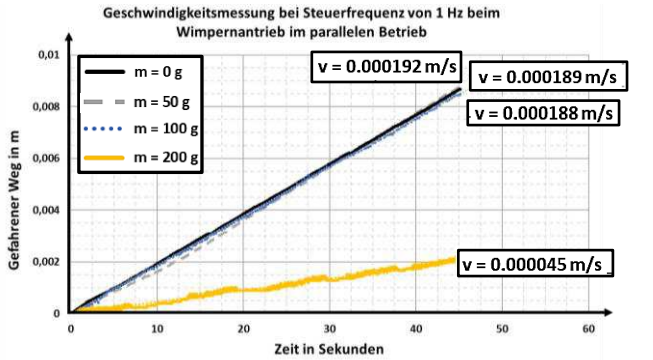


Abbildung 9.4 Vergrößerungsdarstellung der gemessenen Antriebsbewegung bei der Frequenz von 1 Hz ohne Zugmasse.

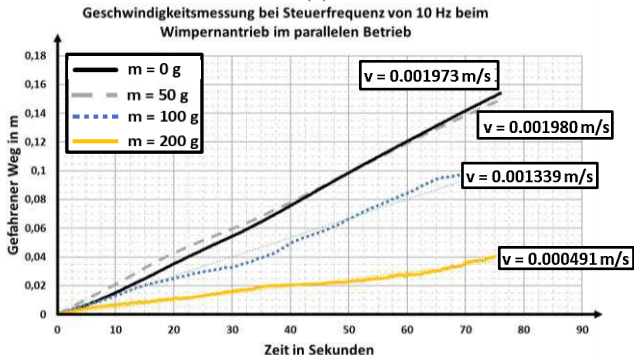
9.2.2. MESSERGEBNISSE AUS DER CHARAKTERISIERUNG DES WIMPERNANTRIEBS IM PARALLELEN BETRIEBSMODUS

Abbildung 9.5 zeigt die Messergebnisse aus der Charakterisierung des Wimpernantriebs im parallelen Betriebsmodus. Diese wurden in Messreihen wie bei den vorherigen Messungen nach der Ansteuerfrequenz von 1 Hz in (a), 10 Hz in (b) und 100 Hz in (c) aufgeteilt. In den drei Diagrammen stellt die Vertikalachse den vom Antrieb gefahrenen Weg in m und die Horizontalachse die Messdauer in Sekunden dar. Die vier Kurven je Diagramm entsprechen den Messungen bei Zugmassen von 0, 50, 100 und 200 g.

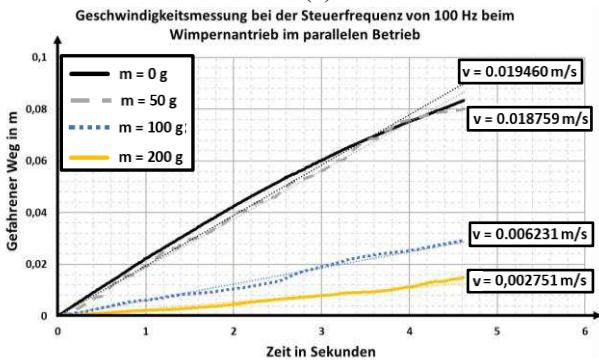
Die höchsten Geschwindigkeiten wurden ohne Zugmasse registriert: $192 \mu\text{m/s}$ bei 1 Hz, $1,923 \text{ mm/s}$ bei 10 Hz und $19,4 \text{ mm/s}$ bei 100 Hz. In den Aufnahmen zeigen sich Verminderungen der Geschwindigkeit bei steigender Zugmasse. Bei der Messreihe von 1 Hz betragen diese 2% bei 50 g, 3% bei 100 g und 77% bei 200 g. Bei der Messreihe von 10 Hz entsprechen sie 0,3% bei 50 g, 33% bei 100 g und etwa 75% bei 200 g. In gleicher Reihenfolge bei der Messreihe von 100 Hz liegen sie bei 3,6%, 68% und ca. 75,9%.



(a)



(b)



(c)

Abbildung 9.5 Ergebnisse aus der Geschwindigkeitsmessung des Antriebs im parallelen Betriebsmodus bei Steuerfrequenzen von 1 Hz (a), 10 Hz (b) und 100 Hz (c), mit Zugmassen von 0, 50, 100 und 200 g.

Bei den Ergebnissen zeigt sich wieder, dass der Reibschluss zwischen Fasern und der Kontaktfläche mit steigender Ansteuerfrequenz schlechter wird. Denn die aufgenommenen Geschwindigkeiten verringern sich bei Zugmassen $> 50\text{ g}$ deutlich und der gefahrene Weg steigt nicht mehr konstant an.

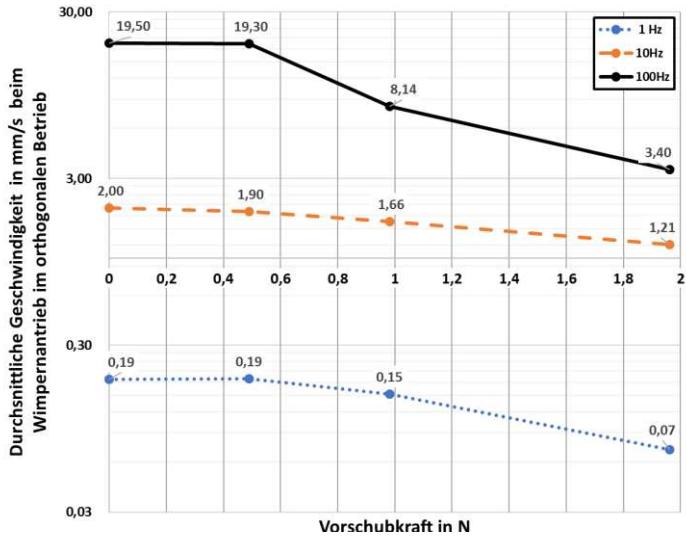
Ähnlich wie beim Antrieb im orthogonalen Betriebsmodus zeigt sich, dass die Geschwindigkeit bei den Messungen mit Zugmassen von $\leq 50\text{ g}$ frequenzübergreifend proportional zu Schrittgrößen im Bereich der $200\text{ }\mu\text{m}$ ist.

Bei etwa 2/5 der Messungen startete der Bewegungsvorgang des Antriebs nicht bei der Betätigung des Piezostapelaktors. Der Antrieb wurde erst durch einen händischen Anstoß in Bewegung versetzt, um so den Übergang zur Gleitreibung beim ersten Schritt zu erzwingen. Dies liegt daran, dass die Fasern an der Kontaktfläche aus PVC gut verankert waren. Als Resultat daraus blieben die Fasern stecken und die Hebelstruktur wurde auf der Linearführung in der Größe der Auslenkung der Hebelstruktur hin und her gefahren. Außerdem musste nach dem Versuch mit der Zugmasse von 200 g in der Messreihe von 10 Hz ein neuer Reibkörper eingebaut werden, da sich Fasern ausgelöst hatten.

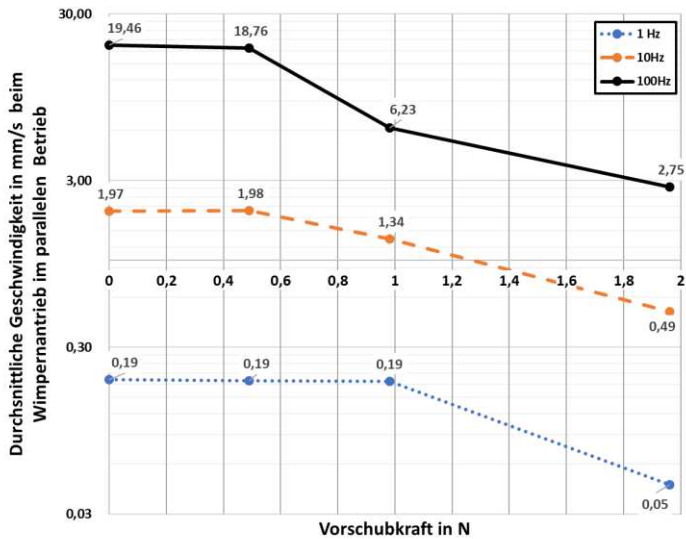
9.2.3. VERGLEICH DER MESSERGEBNISSE BEIDER ANTRIEBE

In Abbildung 9.6 ist der Vergleich der Messergebnisse beider Antriebe vorgestellt. Abbildung 9.6 (a) zeigt die Messergebnisse des Wimpernantriebs im orthogonalen Betriebsmodus und Abbildung 9.6 (b) im parallelen Betriebsmodus. Die Diagramme stellen die gemessene Geschwindigkeit auf der Vertikalachse und die Zugkraft aus den Zugmassen auf der Horizontalachse beider Wimpernantriebe dar.

Bei beiden Diagrammen zeigt sich bei Zugkräften bis ca. $0,5\text{ N}$ deutlich, dass Geschwindigkeiten erreicht werden, die direkt proportional zur Ansteuerfrequenz sind. Durch die Rückfederung der Fasern bei der Inbetriebnahme des Antriebs im orthogonalen Betriebsmodus ergibt sich eine weitere Verschiebung, die etwa $50\text{ }\mu\text{m}$ zu den Antriebsschritten beiträgt. Daher erweisen sich die Geschwindigkeiten beider Antriebe in dem Zugkraftbereich als vergleichbar. Darüber hinaus sinken sie.



(a)



(b)

Abbildung 9.6 Vergleich der Messergebnisse aus der Charakterisierung des Wimpernantriebs im orthogonalen (a) und im parallelen Betriebsmodus (b).

Der Geschwindigkeitsverlust liegt daran, dass die Wegübertragung bei beiden Wimpernantrieben bei Zugmassen > 50 g beeinträchtigt ist. Der Grund dafür kann sein, dass die Gleitreibungsphase im Hubübertragungsvorgang vom Reibkörper zum Läufer länger als 50% der Ansteuerfrequenz dauert. Aus diesem Grund zeigen sich die Messkurven solcher Messreihen verrauscht oder weisen eine wellige Form auf. Diese Verschlechterung der Reibpaarung zeigt sich bei beiden Antrieben verstärkt bei der Ansteuerfrequenz von 100 Hz. Denn beide Geschwindigkeit/Kraft-Kurven sind nahezu identisch. Dies weist auf die Anfälligkeit der Antriebe während der Gleitreibung in schnellen Vorgängen hin.

Im Kurvenverlauf bei der Ansteuerfrequenz von 10 Hz des Wimpernantriebs im orthogonalen Betriebsmodus zeigt sich eine Verminderung der Geschwindigkeit von 19% bei einer Zugkraft von etwa 1 N. In Gegensatz dazu beträgt diese Verminderung der initialen Geschwindigkeit bei der Messreihe beim parallelen Betriebsmodus 33%.

Die Kurve zur Ansteuerfrequenz von 1 Hz zeigt sich unverändert bis zur Zugkraft von etwa 1 N beim Antrieb im parallelen Betriebsmodus, im Gegensatz zu der im orthogonalen Betriebsmodus. Dies liegt daran, dass die Paarung bei der Drehung des Faserendes im orthogonalen Betriebsmodus beeinträchtigt sein kann. Bei den langen Pausen zwischen Schritten kann dadurch der Beitrag zur Verschiebung des Antriebs geringer sein.

9.3. FAZIT ZUM KAPITEL

In diesem Kapitel wurde die Charakterisierung der Wimpernantriebe vorgestellt. Bei den Messergebnissen zeigen sich vergleichbare Kurven von Geschwindigkeit vs. Kraft.

Der Wimpernantrieb im parallelen Betriebsmodus erweist sich in den Messungen als anfälliger in der Gleitreibungsphase bei den Ansteuerfrequenzen von 10 und 100 Hz. Der größte Unterschied zwischen den Antrieben zeigt sich jedoch darin, dass beim parallelen Betriebsmodus ab und zu ein Anstoß gebraucht wird, um den Bewegungsvorgang zu starten. Das Lösen der Fasern von der Kontaktfläche kann dabei durch eine initiale größere Auslenkung der Hebelstruktur bei höheren Frequenzen in einem vorprogrammierten Startvorgang ausgelöst werden.

Die Vorschubkräfte bleiben in den Messungen mit Ansteuerfrequenzen von 1 und 10 Hz nahezu gleich. Dies weist auf stabile Haftreibungskräfte in dem Frequenzbereich hin. Diese Reibkräfte der Antriebe lassen sich durch die Anzahl der Fasern des Reibkörpers hochskalieren. Daher wird für künftige Arbeiten empfohlen, auf die reproduzierbare Fertigung großflächiger Kohlenstoff-faser-Reibkörpern hinzuarbeiten.

Der Einsatz von Rechteckspannung zur Steuerung des Piezoaktors ist die richtige Auswahl, da somit der Übergang von Haft- zu Gleitreibung gelang. In künftigen Arbeiten kann den Einsatz von Sägezahnspannungen untersucht werden, da sich dabei die Ausdehnungsgeschwindigkeit des Piezostapelaktors einfach steuern lässt.

Anhand der durchgeführten Charakterisierung der Antriebe werden die Reibungsvorgänge qualitativ identifiziert. Dennoch besteht Bedarf an vertieften analytischen Untersuchungen dieser Vorgänge, die sich in einem Modell des Antriebs beschreiben lassen. Außerdem ist die Möglichkeit von Untersuchungen der Antriebe bei steigenden Ansteuerfrequenzen mit kleineren Frequenzsteigerungen durchaus vielversprechend, um die Reibparametern bei dynamischer Ansteuerung genauer zu identifizieren.

Letztendlich ermöglichen Wimpernantriebe bei klaren Reibverhältnissen eine lineare Proportionalität zwischen Geschwindigkeit, Ansteuerfrequenz und Schrittgröße, die mit der Hubvergrößerung der Hebelstruktur und der Faserbiegung steuerbar sind. Für das Prinzip des Antriebs spricht, dass mit Ansteuerfrequenzen bis 100 Hz Geschwindigkeiten im cm/s-Bereich erreicht wurden. Großes Potential besteht auch darin, bei hohen Frequenzen höhere Vorschubkräfte durch die Vergrößerung des Reibkörpers aus Kohlenstofffasern zu erzielen. Ein anderer Weg hierfür ist die Verringerung der Faserlänge, bzw. der Höhe des Reibkörpers. Zudem ist das Prinzip des Antriebs mit dem elastischen Reibkörper aus Kohlenstofffaser nicht ausschließlich mit Piezoaktoren als Wegquelle nutzbar.

10.ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK

Gegenstand dieser Arbeit ist die Entwicklung von wimpernbasierten piezoelektrischen Kleinantrieben, die eine Alternative zu konventionellen Antrieben bieten, da sie sich durch eine niedrige Bauteileanzahl und den geringen Fertigungs- und Steuerungsaufwand auszeichnen. Zwei grundlegende Kraft- und Hubübertragungsprinzipien wurden entwickelt, die in Wimpernantrieben im orthogonalen und parallelen Betriebsmodus umgesetzt sind.

In der Arbeit wurden die Grundlage sowohl bezüglich der kohlenstofffaserbasierten Reibkörper als auch der Gestaltung solcher Antriebe aufbereitet und zusammengestellt, so dass weitere Entwicklungen im Rahmen der Wimpernantriebe unter Nutzung der hier vorgestellten Antriebskonzepte, oder einer Kombination dieser, für ingenieurs-wissenschaftliche Anwendungen möglich sind.

Die wichtigsten Fakten aus der Arbeit sind im Folgenden zusammengefasst. Anschließend folgt der Ausblick mit Forschungsideen für zukünftige Arbeiten.

VERFORMUNG DER KOHLENSTOFFFASERN VOM ELASTISCHEN REIBKÖRPER DER WIMPERNANTRIEBE

Die Beschreibung der Faserbiegeverformung ist auf den Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus fokussiert, da seine Schrittentwicklung durch die vertikale und horizontale Verschiebung des Faserendes geprägt ist. Die Kohlenstofffasern des Reibkörpers werden dabei senkrecht gegen die Kontaktfläche gedrückt. Zugleich trägt die Faserbiegung zur Bewegung des Antriebs bei, wenn diese unter Haftreibung stattfindet. Dabei wurden zwei grundlegende Merkmale in der Wechselwirkung zwischen Fasern und Kontaktfläche identifiziert: die Fasern sind nichtlinearen Großverformungen ausgesetzt und diese sind im Antrieb durch die Haftreibung bedingt. Beide Forschungsbedarfe wurden in der Arbeit ausgearbeitet. Beim parallelen Betriebsmodus erfolgt die Schrittbewegung des Antriebs nicht über die Faserbiegung. Die Fasern dienen als elastische Einzelelemente, die im Reibschluss gegen die Kontaktfläche verankert werden.

Als erstes wurde die Faserlänge und -neigung analytisch evaluiert und auf 1,5 mm und 45° festgelegt. Darüber hinaus wurde zur Beschreibung der Großverformung der Fasern die Theorie der dritten Ordnung elastischer Biegeverformung ausgewählt. Anschließend wurde eine tabellarische Zusammenfassung der vier Biegetheorien auf Basis der Recherche erstellt. Zur Berechnung der Biegeverformung von Einzelfasern wurde der Weg von den Biege-Differentialgleichungen der trivialen Biegetheorie erster Ordnung bis zu der der dritten Ordnung ausgearbeitet. Anschließend wurde der Biegevorgang durch den Lösungseinsatz mit den elliptischen Integralen 1. und 2. Gattung von Frisch-Fay [56] berechnet, die durch die Kirchhoffsche Analogie zwischen den Gleichungen von der Oszillationsbewegung des Pendulums zu Biegeverformungen zuerst in der Berechnung von Biegeverformungen von Stäben ermöglicht wurde.

Somit konnte der vertikale Eingangshub von 200 μm für den Kohlenstofffaser-Reibkörper festgelegt werden, bei welchem die Hubübertragung in die horizontale Richtung durch die Faserbiegung mit Faktor 0,85 unter Haftreibung gelingt.

FERTIGUNG VON FASERARRAYS FÜR DEN ELASTISCHEN REIBKÖRPER AUS KOHLENSTOFFFASERN

Die größte technische Herausforderung bei der Herstellung des Reibkörpers aus parallelen und geneigten Kohlenstofffasern ist es, sie so zu gestalten, dass die Fasern im Reibkörper Platz für ihre Biegung haben.

Dafür wurde ein Prozess entwickelt, mit dem Kohlenstofffasern aus einer kommerziellen Faserspule von 12 000 Fasern zu Faser-Arrays mit Mindestabständen von 2 μm zwischen den 6 μm dicken runden Fasern geformt wurden. Dabei ist ein Ende der etwa 48 000 geneigten und parallel zueinanderstehenden Fasern mit einem Edelstahlsubstrat verbunden und das andere Ende frei. Die Zusammenstellung des Reibkörpers gelingt durch die Aneinanderreihung von Faserarrays.

Die Kohlenstofffasern mit Nickelbeschichtung wurden zuerst aus der Faserspule ausgerichtet, mit Isopropanol in einem Tauchbad gereinigt und anschließend auf einer laufenden Rolle durch die entwickelte Vorrichtung geführt. Darauf folgend wurden die Fasern in einer rechteckigen langen Matrix eingebettet. Dabei liegen die Fasern aufeinander gestapelt entlang der Matrix. Dafür wurde eine Vorrichtung vorbereitet, mit der die Schnur aus 12 000 Fasern aus der laufenden Rolle zuerst durch ein Tauchbad aus Cyanacrylat-

Klebstoff gezogen und anschließend in einer Trommel mit vier rechteckigen Einbettungsformen aus Teflon aufeinandergestapelt werden. Dabei wird die Zielfaseranzahl von 48000 durch vier Drehungen der Trommel erreicht.

Die stabförmigen rechteckigen Matrizen werden anschließend durch einen Trennfräsvorgang in einer entwickelten Vorrichtung mechanisch bearbeitet, so dass daraus kleine parallelogrammförmige Matrizen entstehen. Somit haben die Fasern die gewünschte Neigung und Länge für das Faserarray des Kohlenstofffaser-Reibkörpers.

Für die Verbindung der Fasern mit dem Substrat aus Edelstahl wurden die Arrays mit einem trocken-chemischen Prozess bearbeitet, um etwa $60\text{ }\mu\text{m}$ der Matrix an der Stirnseite freizulegen. Untersuchungen wurden durchgeführt, um den plasmaunterstützten Prozess zur selektiven Entfernung der Cyanacrylat-Matrix abzustimmen. Darauffolgend wurden die befreiten Faserenden in eine $50\text{ }\mu\text{m}$ hohe Epoxidschicht auf dem Edelstahlsubstrat gedrückt. Anschließend wird der 1K-Epoxidharzklebstoff thermisch ausgehärtet.

Zum Schluss wurden die Fasern in zwei Schritten nass-chemisch durch das Lösungsmittel Aceton und Salpetersäure von der Cyanacrylat-Matrix und der Nickelbeschichtung befreit. Durch die hohe chemische Beständigkeit der Epoxidschicht ist die Selektivität in dem nass-chemischen Vorgang gesichert. Mit dem Vorgang gelingt es, Arrays von biegsamen und geneigten Kohlenstofffasern herzustellen.

CHARAKTERISIERUNG DES REIBKÖRPERS FÜR BEIDE BETRIEBSMODI UND ERMITTLUNG DES REIBBEIWERTES

Die Paarung zwischen dem Reibkörper aus Kohlenstofffasern und Kontaktflächen aus Stahl, Aluminium und PVC wurde in Kapitel 6 und in Kapitel 7 für die Wimpernantriebe untersucht. Ziel dabei war es, durch die Ermittlung des Reibbeiwerts den geeigneten Reibpartner bzw. die Kontaktfläche für den Kohlenstofffaser-Reibkörper auszuwählen. Hierfür wurden zwei Messvorrichtungen entwickelt, die die mechanische Beanspruchung der Fasern des Reibkörpers im orthogonalen und im parallelen Betriebsmodus der Antriebe mit dem Eingangshub von $200\text{ }\mu\text{m}$ für Einzelarrays im quasistatischen Betrieb nachbilden.

Für den orthogonalen Betriebsmodus wurden die Exzentrizitäten einer Exzentrerscheibe senkrecht bis zur Halterung der Einzelarrays geleitet. Dabei

wurden die Fasern senkrecht gegen Kontaktflächen gedrückt, die durch Blattfedern horizontal geführt wurden. Durch Kraftsensorik an der Basis der Halterung der Faserarrays und durch die Kennlinie der entwickelten Blattfedern wurden die Normal- und die resultierende Reibkraft messtechnisch ermittelt. Die Verformung der Blattfedern wurde durch Lasertriangulation aufgenommen. Die Kontaktflächen wurden in den Experimenten schrittweise aufgeraut, um die Paarung mit den Kohlenstofffasern des Reibkörpers zu evaluieren.

Für die Auswahl wurden bei den Untersuchungen Paarungen favorisiert, die bei den Kraftaufnahmen keinen Übergang zur Gleitreibung und möglichst stabile Kraftverhältnisse zeigten. Mit dem Reibbeiwert von 0,8 erwies sich die Kontaktfläche aus PVC, die senkrecht zur Verankerungsrichtung der Fasern bzw. Bewegungsrichtung des Antriebs aufgeraut wurde, als geeignete Kontaktfläche. Die Asperitenhöhen der Kontaktfläche betragen etwa $9\text{ }\mu\text{m}$. Bei den quasistatischen Versuchen wurden Reibkräfte bis 114 mN registriert.

Anschließend wurde mit der Kontaktfläche das Hubübertragungsverhältnis bestätigt, das bei der Modellierung des Biegevorgangs berechnet wurde. Dafür wurden in der Messvorrichtung sehr weichen Blattfedern in die Führung der Kontaktfläche eingebaut.

Die Messungen mit der Messvorrichtung für den parallelen Betriebsmodus wurden in der Paarung mit der ausgewählten Kontaktfläche evaluiert, unter welcher ein möglichst lineares Kraftverhältnis und eine stabile Hubübertragung zustande kam. In den Ergebnissen zeigte sich der Reibkraftbereich von 65 mN für ein Faserarray als geeignet für die sichere Hubübertragung für den parallelen Betriebsmodus des Antriebs.

ENTWICKLUNG MONOLITHISCHER HEBELSTRUKTUREN DES WIMPERNANTRIEBS FÜR DEN ORTHOGONALEN UND PARALLELEN BETRIEBSMODUS

Konzepte für monolithische Hebelstrukturen für beide Betriebsmodi wurden zunächst vorgestellt und ausarbeitet. Daraufhin wurden Kohlenstofffaser-Reibkörper vorbereitet und auf der jeweiligen Hebelstruktur montiert. Danach wurde der Piezostapelaktor eingebaut und mit Federdrähten vorgespannt. Die Hebelstrukturen wurden durch entwickelte Montierteile an zwei Laufwägen einer linearen Profilführung montiert. Der elastische Reibkörper für die Wimpernantriebe setzt sich aus 20 Kohlenstofffaserarrays zusammen.

Bei der Gestaltung der Hebelstruktur der Wimpernantriebe wurde zuerst die Grundform aus der Kombination von geneigten Hebelarmen und Festkörpergelenken für den Antrieb im orthogonalen Betriebsmodus festgelegt und ausarbeitet. Die Hebelstruktur für den parallelen Betriebsmodus basiert auf dieser Grundform. Für beide Antriebe wurde der Piezostapelaktor Pst 150/7×7/20 der Firma Piezomechanik GmbH mit einem Hub von 20 μm und einer Blockierkraft von 3,5 kN als Wegquelle genommen. Dabei wurde der Arbeitspunkt auf 16 μm bei 700 N ausgelegt.

Bei der entwickelten Hebelstruktur für den orthogonalen Betriebsmodus wird der Piezostapelaktor mittig in horizontaler Lage zwischen zwei Anpressflächen eingebaut. Aus den zwei Flächen ragen jeweils zwei geneigte Hebelarme nach oben und unten heraus. Die zwei Hebel, die auf der linken und rechten Seite nach oben und unten gehen, sind jeweils durch horizontale Balken verbunden. Der obere Balken dient als Trägerfläche für das Substrat mit der Kontaktfläche und der untere Balken als Unterlage für die Montage der Hebelstruktur auf dem Läufer. Die Verbindung der Hebelarme zum Montage- oder Trägerbalken und zu den Anpressflächen wurde durch Festkörpergelenke durchgeführt. Die Verstärkung und -umleitung des Piezohubs in die vertikale Richtung erfolgt durch die Vergrößerung der Neigung der Hebelarme, die vom Piezostapelaktor nach außen gedrückt werden.

Der Einfluss der Hebellänge und -neigung auf den Ausgangshub von 200 μm wurde anhand kinematischer Verhältnisse analytisch untersucht. Dabei zeigte sich, dass die Anfangsneigung der Hebel einen stärkeren Einfluss auf das Hubvergrößerungsverhältnis ausübt als die Hebellänge. Die Anfangsneigung wurde auf 4° Grad gelegt und die Hebellänge auf 7 mm. Anschließend wurden die Stegbreite der Festkörpergelenke aus Rundkerbungen aus Edelstahl auf 0,3 mm dimensioniert.

Die Fertigung der monolithischen Hebelstruktur wurde bei der Universitätswerkstatt durch einen Trennfräsvorgang in zwei Schritten durchgeführt. Zuerst wurde die Innenkontur gefräst und durch ein Einbettungsharz fixiert, anschließend wurde die Außenkontur gefertigt. Dieser Vorgang ermöglichte die Fertigung von freistehenden monolithischen Strukturen mit dünnen Festkörpergelenken mit dem CNC-Fräser.

Bei der experimentellen Validierung der Auslenkung der Hebelstruktur wurde festgestellt, dass es bei der Fertigung aufgrund von Fehleingaben zu Abweichungen in der Hebelneigung kam. Durch Anpassung bzw. Verringerung der Steuerspannung des Piezostapelaktors wurde die Zielauslenkung der Hebelstruktur erreicht.

Für die Hebelstruktur im parallelen Betriebsmodus wurde das gleiche Konzept aber in der Umkehrrichtung verwendet. Dabei wird die Bewegung aus der Hebelstruktur horizontal auf den Reibkörper übertragen. Die Wegvergrößerung erfolgt bei der Ausdehnung des Piezostapelaktors durch die Verkleinerung der Hebelneigung. Durch eine zweite rautenförmige Anordnung von gleichen Hebeln ist es gelungen, die Wegvergrößerung und – Umleitung auf einer Ebene durchzuführen. Zwischen beiden Hebelanordnungen wurde eine Trägerfläche für das Substrat mit dem Reibkörper eingebaut. Die Hebelanordnungen sind innerhalb eines rechteckigen Rahmes gefertigt, durch welchen die Montage auf dem Läufer gelingt. Als Ergebnis wird der Reibkörper horizontal mit der Amplitude von $200\text{ }\mu\text{m}$ hin und her bewegt. Hierbei wurden die gleichen Verhältnisse zur Neigungsänderung und Form und Stegbreite der Festkörpergelenke wie beim orthogonalen Betriebsmodus eingesetzt. Die Auslenkung der Hebelstruktur wurde anschließend experimentell erfolgreich validiert.

CHARAKTERISIERUNG DER WIMPERNANTRIEBE

Das Verhältnis der Geschwindigkeit zur Vorschubkraft der Wimpernantriebe wurde mit einer entwickelten Vorrichtung untersucht, in der die Profilschienenführung mit der Länge von 30 cm eingebaut wurde. Nach der Montage der Antriebe auf zwei Laufwägen auf der Linearführung wird die Kontaktfläche bis zum Kontakt mit dem Kohlenstofffaser-Reibkörper heruntergefahren. Durch eine getrennte Voranpressfläche, die mit einer Kraftsensorik verbunden ist, wird die Voranpresskraft des Reibkörpers auf 290 mN eingestellt. Für die Messungen wird der Antrieb anschließend unter der tatsächlichen Kontaktfläche bis zur Ausgangsstelle verschoben.

Bei den Messungen wurde der Piezostapelaktor mit Rechteckspannung und dem Tastgrad von 50% bei Frequenzen von 1, 10 und 100 Hz betrieben. Die Signalform wurde in Vorversuchen ausgewählt. Als Gegenkraft wurden Zugmassen von 50, 100 und 200 g verwendet, die an einem Seil um eine Umlenkrolle an den Rand des Vibrationstischs gehängt wurden. Das andere Ende des Seils wurde mit dem Läufer der Antriebe verbunden. Die Bewegung der Antriebe wurde mit Video aufgenommen und anschließend anhand der Software Tracker zur Bewegungsanalyse evaluiert.

Bei der Analyse der Messergebnisse wurde festgestellt, dass sich beim Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus ein zusätzlicher kleiner Schritt beim Zurückziehen des Piezostapelaktors ergab. Dieser trug mit bis zu $50\text{ }\mu\text{m}$ zur erwarteten Schrittgröße von $170\text{ }\mu\text{m}$ bei. Dies führte zu einer

Erhöhung der Geschwindigkeit, die den Antrieb auf vergleichbare Geschwindigkeiten wie dem Antrieb im parallelen Betriebsmodus brachte.

Beide Antriebe zeigen Geschwindigkeiten von 0,19 und 1,9 mm/s bei Ansteuerfrequenzen von 1 und 10 Hz, bei Zugkräften bis zu etwa 0,98 mN. Bei der Ansteuerfrequenz von 100 Hz wurde die Geschwindigkeit von 19,5 mm/s bis zur Zugkraft von 0,49 mN erreicht.

Der Wimpernantrieb im orthogonalen Betriebsmodus wies somit eine geringere Vorschubkraft auf als die erwarteten 2 N aus den quasistatischen Versuchen von Kapitel 6. Im Gegensatz dazu erreichte der Wimpernantrieb im parallelen Betriebsmodus Vorschubkräfte im Bereich von 980 mN mit einer fast 3-fach größeren Eigenmasse. Dennoch schaffte dieser nicht immer den Übergang von Haft- in Gleitreibung, um den Bewegungsvorgang zu starten. Weiteres Verbesserungspotential bei dem Wimpernantrieb im parallelen Betriebsmodus liegt darin, dass man den Reibkörper für größere Vorschubkräfte erhöhen kann. Denn bei den Versuchen musste der Reibkörper getauscht werden, da sich Fasern daraus gelöst hatten.

Bei der Charakterisierung wurde festgestellt, dass die Vorschubkräfte beider Antriebe mit dem Reibkörper aus 20 Faserarrays von etwa 48 000 Kohlenstofffasern die 2 N nicht überschreiten konnten. Unterhalb dieses Bereichs wiesen beide ein lineares Verhältnis zwischen Geschwindigkeit und Ansteuerfrequenz auf, was eine der wichtigen Thesen für die Entwicklung der Antriebe bestätigt. Die Steigerung der Vorschubkräfte von Wimpernantrieben durch die Hochskalierung des Kohlenstofffaser-Reibkörpers ist ein großes Potential der Wimpernantriebe. Dies kann in künftigen Arbeiten unter höheren Ansteuerfrequenzen, z.B. 100 Hz, weiter untersucht werden.

AUSBLICK

Im Folgenden werden Ideen nach Themen erläutert, wie die Potentiale der Wimpernantriebe aus der Arbeit in künftigen Forschungsarbeiten erweitert und ergänzt werden können, um den Reifegrad der Antriebe zu erhöhen.

TRIBOLOGISCHES MODELL

Als Hinweis für künftige Forschungsarbeiten im Bereich der Wimpernantriebe kann festgehalten werden, dass Forschungsaufwand in die analytische Beschreibung des Haft- und Gleitreibungsvorgangs in der Paarung zwischen Kohlenstofffasern und Kontaktflächen beim dynamischen Betrieb investiert

werden muss. Diese ist wichtig für die Vorhersage der Kraft- und Bewegungsentwicklung der Antriebe.

Eine solche analytische Beschreibung der involvierten Phänomene schließt die Vertiefung in das Gebiet der Tribologie ein. Diese wurde in dieser Arbeit nicht durchgeführt, weil der Forschungsaufwand hierdurch um ein Vielfaches gestiegen wäre. Dennoch war es möglich, den Reibbeiwert durch quasistatische Messungen zu identifizieren und die Vorschubkräfte durch eine Vergrößerung des Reibkörpers linear zu skalieren. Die entwickelten Aufbauten können mit weniger Aufwand für Experimente im höheren dynamischen Bereich aufbereitet werden.

DYNAMISCHES MODELL DES ANTRIEBS

In der Arbeit wurden die analytischen Verhältnisse für den Biegevorgang der Fasern aus dem Reibkörper und die Verhältnisse an den Hebelstrukturen ausgearbeitet. Dennoch besteht Forschungsbedarf zur Erstellung eines mechanischen Modells, das die Wechselwirkung zwischen Kohlenstofffaser-Reibkörpern und Kontaktflächen mit der Dynamik der Hebelstrukturen des Antriebs zusammenhängend beschreibt.

HERSTELLUNG DES ELASTISCHEN KOHLENSTOFFFASER-REIBKÖRPERS

Die parallelogrammförmigen Arrays von Kohlenstofffasern können direkt auf der Hebelstruktur aus Edelstahl angebracht werden, da diese beständig gegen die nasschemische Entfernung der Cyanacrylat-Matrix und der Nickelbeschichtung der Fasern ist. Somit wäre es im Prinzip auch möglich, die Kohlenstofffaserarrays großflächig zu verteilen und anschließend durch einen Trennfräsvorgang auf die Zielhöhe zu kürzen, anstatt alle Einzelarrays einzeln auf die Zielhöhe abzustimmen. Mit der Fertigung eines großflächigen Kohlenstofffaser-Reibkörpers könnte die Handhabung und Positionierung der Arrays deutlich vereinfacht werden.

Außerdem besteht Verbesserungspotential bei der Verbindung der Fasern mit der Edelstahlbasis, so dass die Gefahr, dass sich Fasern lösen, beseitigt wird. Im entwickelten Prozess gelingt die Verbindung der Fasern mit dem Substrat anhand der Epoxidschicht durch eine kleine übrige Nickelbeschichtung der Kohlenstofffasern. Die Integrität der Verbindung zwischen Kohlenstofffasern und Edelstahls substrat kann gesichert werden, indem nach der Herstellung von höheren Faserarrays mit dem bestehenden Prozess die fünf folgenden einfachen Schritte durchgeführt werden:

-
- 1) Einbettung des fertigen Arrays in Cyanacrylatklebstoff
 - 2) Befreiung der reinen Kohlenstofffaser-Enden
 - 3) Verbindung dieser Enden durch eine Epoxidharz-Schicht mit dem Zielsubstrat
 - 4) Trennen des Arrays vom alten Substrat
Dies ist anhand eines Trennfräsvorgangs mit einem CNC-Fräser durchzuführen. Dafür wird das Array liegend eingespannt. Somit kann die Arrayhöhe nach Bedarf eingestellt werden, der Vorgang ist auch für mehrere Arrays durchführbar. Durch den Trennfräsvorgang wird der Kohlenstofffaserteil mit der restlichen Nickelbeschichtung entfernt. Daraus bleiben die reinen Kohlenstofffasern mit dem Zielsubstrat aus Edelstahl verbunden.
 - 5) Entfernung der neuen Cyanacrylat-Matrix

Somit ist die Verbindung der Fasern mit dem Substrat gesichert und die Wahrscheinlichkeit des Auslösens von Fasern durch das Lösen der Nickelbeschichtung wird verringert. Schritt 5 kann durch die plasma-unterstützte Polymerentfernung durchgeführt werden.

Des Weiteren besteht beim bestehenden Herstellungsprozess Bedarf für einen alternativen Epoxidharzklebstoff für die Verbindung der Kohlenstofffasern mit dem Substrat, da die Herstellung des Klebstoffs ES5691 der Firma Permabond Engineering Adhesives Ltd. ausgesetzt wurde.

CHARAKTERISIERUNG DER REIBPAARUNG

Die Charakterisierung der Reibpaarung mit den entwickelten Messaufbauten kann etwas agiler gemacht werden, indem die horizontale Federführung der Kontaktflächen mit einer einstellbaren Vorspannung der Blattfedern gestaltet ist. Somit kann die Steifigkeit der Blattfedern in der voll-automatisierten Messung nach Programmierung gesteuert werden. Zur Gestaltung der horizontalen Federführung der Kontaktfläche sind auch Federstrukturen aus steuerbaren Formgedächtnislegierungen interessant.

Außerdem ist es durch die Vollautomatisierung der Messungen möglich, Dauer-messungen durchzuführen, um die Lebensdauer des Reibkontaktes zu untersuchen.

VERKLEINERUNG DER HEBELSTRUKTUREN

Im Rahmen der Arbeit wurden an der Universitätswerkstatt mit einem CNC-Fräser funktionierende monolithische Hebelstrukturen für beide Wimpernantriebe entwickelt. Dabei besteht großes Potential zur Miniaturisierung der Antriebe, indem die Hebelarmen der Hebelstrukturen verkleinert werden. Das Potential zur Vergrößerung der Trägerfläche für den Kohlenstofffaser-Reibkörper ist groß, denn hierfür kann bei der Fertigung auf andere technologische Möglichkeiten zurückgegriffen werden, wie z.B. Drahterodieren. Ebenso können kompaktere Piezostapelaktoren als Wegquellen genommen werden. Denn große Auslenkungen für den Reibkörper lassen sich bei der Hebelstruktur überwiegend durch die Neigung der Hebel bewerkstelligen. Mit einer solchen Fertigungsmöglichkeit ist es realisierbar, eine Hebelstruktur für ein kleineres Volumen herzustellen.

Eine weitere Möglichkeit zur Miniaturisierung ist die Entwicklung von funktions-integrierten Hebelstrukturen. Dabei können die passiven Hebelarme der Hebelstruktur durch aufgetragene Piezoschichten zu steuerbaren aktiven Elementen werden. Diese Möglichkeit wird im Nachfolgeprojekt PlateDrive umgesetzt, das von der Deutschen Forschungsgemeinschaft zur Fortführung der Entwicklung von Wimpernantrieben für den Rotationsbetrieb in planarer Konfiguration finanziert wird.

CHARAKTERISIERUNG DER WIMPERNANTRIEBE

Die Messergebnisse aus der Charakterisierung der Wimpernantriebe können in künftigen Arbeiten mit weiteren Experimenten verglichen werden, bei denen die Vorschubkraft anstatt mit Zugmassen mit zu schiebenden Gewichten evaluiert wird. Dadurch wird die Haltekraft und Rückverschiebungen während des Gleitreibvorgangs in den Untersuchungen von Geschwindigkeit vs. Kraft nicht mitevaluiert.

POTENTIALE DER WIMPERNANTRIEBE

Für die entwickelten Wimpernantriebe bieten sich vielfältige Einsatzmöglichkeiten an. Durch die kostengünstige und kompakte Bauweise und einfache Steuerung können solche Antriebe gut für Positionieraufgaben eingesetzt werden. Ihre Eigenschaft, die Größe der Bewegungsschritte ohne weiteres über den Piezohub zu steuern, macht die Wimpernantriebe äußerst attraktiv für ingenieurwissenschaftliche Anwendungen.

Bei den entwickelten Wimpernantrieben besteht die Möglichkeit, intrinsische sensorische Eigenschaften auszubauen. Bei den hergestellten Faserarrays besteht eine elektrische Verbindung zwischen den Kohlenstofffasern und dem Substrat aus Edelstahl. Kombiniert man diese mit einer Kontaktfläche aus leitfähigem PVC, lässt sich die Lebensdauer des Kohlenstofffaser-Reibkörper über die Leitfähigkeit des Kontakts überwachen.

Bei den Antrieben besteht die Möglichkeit eine intrinsische Kraftmessung durchzuführen, die über die Überwachung des Stroms des Piezostapelaktors erfolgen kann.

Mit der Kombination der beiden letzten Forschungspotentiale in der Entwicklung von Wimpernantrieben können intelligente Antriebe mit niedrigen Entwicklungskosten entworfen werden, die in der Lage sind, ohne zusätzliche Sensorik Rückmeldung zu den ausgeübten Kräften und die Lebensdauer zu geben.

Zugleich sind die vorgestellten Antriebsprinzipien sowohl für weitere Linear- als auch für Rotationsantriebe einsetzbar. In Anhang A wird schematisch das Konzept für einen wimpernbasierten piezoelektrischen Rotationsantrieb im parallelen Betriebsmodus vorgestellt.

Anhand der hier vorgestellten Ideen für Weiterentwicklungen der Wimpernantriebe können die im Rahmen der Dissertation entwickelten Antriebe als Basis für weitere Forschungen dienen. Insgesamt kann festgehalten werden, dass Wimpernantriebe vielfältige Einsatz- und Entwicklungsmöglichkeiten bieten, die sowohl für weitere Forschungsarbeiten als auch für industrielle Anwendungen interessant sind.



Literaturverzeichnis

- [1] W. Heywang, K. Lubitz, und W. Wersing, *Piezoelectricity: evolution and future of a technology*. Springer Science & Business Media, 2008, p. 566.
- [2] K. Toyoda, "Bibliography of Early Studies in Perovskite Ferroelectrics," *Ferroelectrics*, vol. 266, no. 1, pp. 211-244, 2002.
- [3] K. Janschek, *Systementwurf mechatronischer Systeme: Methoden–Modelle–Konzepte*. Springer-Verlag, 2009, p. 828.
- [4] J. Yang, *An introduction to the theory of piezoelectricity*. Springer Science & Business Media, 2004, p. 276.
- [5] L. Salun, "Methode zur Beschreibung von Piezo-Inkjetsystemen mit der Netzwerktheorie am Beispiel eines Labordruckers," Doktor-Ingenieur Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2013.
- [6] M. P. Denzler, "Lebensdauer und Zuverlässigkeit dynamisch betriebener piezokeramischer Biegewandler," Dissertation, Cuvillier Verlag, 2004.
- [7] T. Hemsell und J. Wallaschek, "Stand der Technik und Entwicklungsperspektiven linearer piezoelektrischer Schwingungsantriebe," *VDI BERICHTE*, vol. 1533, pp. 147-166, 2000.
- [8] T. Kenjyo und T. Sashida, *An introduction of ultrasonic motor*. New York: Oxford Science, 1993, pp. 0-254.
- [9] H. Janocha, *Unkonventionelle Aktoren: Eine Einführung*. Walter de Gruyter, 2013, p. 287.
- [10] T. Higuchi, K. Suzumori, und S. Tadokoro, *Next-Generation Actuators Leading Breakthroughs*. London: Springer London, 2010, p. 438.
- [11] T. Hatsuzawa, M. Hayase, und T. Oguchi, "A linear actuator based on cilia vibration," (in Englisch), *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 105, no. 2, pp. 183-189, 2003.

-
- [12] D. D. L. Chung, *Carbon fiber composites*. Butterworth-Heinemann: Boston u.a., 2012, p. 209.
- [13] J.-B. Donnet und R. C. Bansal, *Carbon fibers* (International fiber science and technology). New York: Marcel Dekker Inc., 1990, p. 465.
- [14] P. K. Mallick, *Fiber-reinforced composites : materials, manufacturing, and design*, 3. ed. ed. Boca-Raton, Fla.: CRC Press, 2008, p. 579.
- [15] P. Morgan, *Carbon Fibers and their Composites*. Taylor & Francis Group, LLC, 2005, p. 1048.
- [16] S.-J. Park, *Carbon Fibers*. Springer Netherlands, 2014, p. 337.
- [17] M. S. Dresselhaus, *Graphite fibers and filaments* (Springer series in materials science). Berlin u.a.: Springer, 1988, p. 339.
- [18] Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe (AVK), *Handbuch Faserverbundkunststoffe: Grundlagen Verarbeitung Anwendungen*. Springer-Verlag, 2010.
- [19] J. L. Figueiredo, C. Bernardo, R. Baker, und K. Hüttinger, *Carbon fibers filaments and composites*. Springer Science & Business Media, 2013, p. 562.
- [20] W. Klose *et al.*, *Terminologie zur Beschreibung von Kohlenstoff als Feststoff*. kassel university press GmbH, 2009, p. 174.
- [21] A. Jung, *Funktionale Gestaltbildung: Gestaltbildende Konstruktionslehre für Vorrichtungen, Geräte, Instrumente und Maschinen*. 1989, p. 198.
- [22] K. K. Chawla, *Composite materials: science and engineering*. Springer Science & Business Media, 2012, p. 456.
- [23] M. Neitzel, P. Mitschang, und U. Breuer, *Handbuch Verbundwerkstoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung*. Carl Hanser Verlag GmbH Co KG, 2014, p. 500.
- [24] C. Bowland, Z. Zhou, und S. H.A., "+ d," presented at the THE 19TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON COMPOSITE MATERIALS, Montreal, Canada, 28 Juli 2013, 2013.
- [25] L. A. Tkachenko, A. Y. Shaulov, und A. A. Berlin, "High-temperature protective coatings for carbon fibers," *Inorganic Materials*, journal article vol. 48, no. 3, pp. 213-221, 2012.

-
-
- [26] K. Kumar, C. Jariwala, R. Pillai, N. Chauhan, und P. Raole, "Preparation & characterization of SiO₂ interface layer by dip coating technique on carbon fibre for Cf/SiC composites," in *AIP Conference Proceedings*, 2015, vol. 1675, p. 020046.
- [27] S. Li, Y. Zhang, und Y. Zhou, "Preparation and characterization of sol-gel derived zirconia coated carbon fiber," *Surface and coatings technology*, vol. 206, no. 23, pp. 4720-4724, 2012.
- [28] J.-W. Shi *et al.*, "TiO₂/activated carbon fibers photocatalyst: effects of coating procedures on the microstructure, adhesion property, and photocatalytic ability," *Journal of colloid and interface science*, vol. 388, no. 1, pp. 201-208, 2012.
- [29] I. Zhitomirsky, "Electrophoretic and electrolytic deposition of ceramic coatings on carbon fibers," *Journal of the European Ceramic Society*, vol. 18, no. 7, pp. 849-856, 1998.
- [30] M. Das, A. Basu, S. Ghatak, und A. G. Joshi, "Carbothermal synthesis of boron nitride coating on PAN carbon fiber," *Journal of the European Ceramic Society*, vol. 29, no. 10, pp. 2129-2134, 2009.
- [31] M. Das, J. Ghosh, und A. K. Basu, "Effect of activation on boron nitride coating on carbon fiber," (in English), *Ceramics International*, vol. 36, no. 8, pp. 2511-2514, 2010.
- [32] Y. Cheng, X. Huang, Z. Du, J. Xiao, S. Zhou, und Y. Wei, "Microstructure and properties of SiC-coated carbon fibers prepared by radio frequency magnetron sputtering," *Applied Surface Science*, vol. 369, pp. 196-200, 2016.
- [33] J.-S. Li, C.-R. Zhang, und B. Li, "Preparation and characterization of boron nitride coatings on carbon fibers from borazine by chemical vapor deposition," *Applied Surface Science*, vol. 257, no. 17, pp. 7752-7757, 2011.
- [34] Y.-s. Wei, X.-z. Huang, Z.-j. Du, und Y. Cheng, "Synthesis of BN coatings on carbon fiber by dip coating," *Surface and Interface Analysis*, pp. n/a-n/a, 2016.
- [35] B.-K. Sea, S.-Y. Choo, T.-J. Lee, S. Morooka, und S.-K. Song, "Tensile strength and morphological investigation of SiC-coated carbon fibers," *Korean Journal of Chemical Engineering*, vol. 12, no. 4, pp. 416-420, 1995.

-
-
- [36] Y. Liu, D. R. Treadwell, M. R. Kannisto, B. L. Mueller, and R. M. Laine, "Titanium nitride/carbon coatings on graphite fibers," *Journal of the American Ceramic Society*, vol. 80, no. 3, pp. 705-716, 1997.
- [37] B.-H. Kim, K. S. Yang, H.-G. Woo, and S. Y. Kim, "Improvement of Anti-Oxidation Properties of Carbon Fibers by SiC/SiO₂ Ceramic Coating," *Journal of nanoscience and nanotechnology*, vol. 11, no. 8, pp. 7119-7123, 2011.
- [38] K.-d. Xia, C.-X. Lu, and Y. Yang, "Preparation of an anti-oxidative SiC/SiO₂ coating on carbon fibers by a sol-gel method", *Carbon*, vol. 63, p. 594, 2013.
- [39] S. Rahmanian, K. Thean, A. Suraya, M. Shazed, M. M. Salleh, and H. Yusoff, "Carbon and glass hierarchical fibers: Influence of carbon nanotubes on tensile, flexural and impact properties of short fiber reinforced composites," *Materials & Design*, vol. 43, pp. 10-16, 2013.
- [40] R. Sharma and K. K. Kar, "Carbon nanotube coated carbon fiber based composite filaments for luminescent bulbs," *Materials Letters*, vol. 137, pp. 150-152, 2014.
- [41] S. Abdul Rashid, C. Vargis, R. Yunus, and S. Shamsudin, "CVD whiskerization treatment process for the enhancement of carbon fiber composite flexural strength," *Pertanika Journal of Science & Technology*, vol. 16, no. 1, pp. 73-81, 2008.
- [42] S. Aziz, S. A. Rashid, S. Rahmanian, and M. A. Salleh, "Experimental evaluation of the interfacial properties of carbon nanotube coated carbon fiber reinforced hybrid composites," *Polymer Composites*, vol. 36, no. 10, pp. 1941-1950, 2015.
- [43] J. Jiang *et al.*, "Influence of Carbon Nanotube Coatings on Carbon Fiber by Ultrasonically Assisted Electrophoretic Deposition on Its Composite Interfacial Property," *Polymers*, vol. 8, no. 8, p. 302, 2016.
- [44] H. S. Bedi, S. S. Padhee, and P. K. Agnihotri, "On the nature of interface of carbon nanotube coated carbon fibers with different polymers," in *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 2016, vol. 139, no. 1: IOP Publishing.
- [45] Y. Fan *et al.*, "Metallization of Carbon Fibers with Nickel by Electroless Plating Technique," *Metallurgical and Materials Transactions A*, journal article vol. 38, no. 9, pp. 2148-2152, 2007.

-
-
- [46] B. Pierozynski, "Electrodeposition of nickel onto 12K carbon fibre tow in a continuous manner," *Croatica Chemica Acta*, vol. 85, no. 1, pp. 1-8, 2012.
- [47] N. Baklanova *et al.*, "Protective ceramic multilayer coatings for carbon fibers," *Surface and Coatings Technology*, vol. 201, no. 6, pp. 2313-2319, 2006.
- [48] J. R. Strife und J. E. Sheehan, "Ceramic coatings for carbon-carbon composites," *AM. CERAM. SOC. BULL. Am. Ceram. Soc. Bull.*, vol. 67, no. 2, p. 369, 1988.
- [49] H. Jian-Feng, Z. Xie-Rong, L. He-Jun, X. Xin-Bo, und H. Min, "Mullite-Al₂O₃-SiC oxidation protective coating for carbon/carbon composites," *Carbon*, vol. 41, no. 14, pp. 2825-2829, 2003.
- [50] P. W. R. Beaumont und C. Soutis, *The Structural Integrity of Carbon Fiber Composites: Fifty Years of Progress and Achievement of the Science, Development, and Applications*. Cham, in der Schweiz: Springer International Publishing Switzerland, 2017, p. 960.
- [51] F. Paris und K. E. Jackson, "A study of failure criteria of fibrous composite materials," in "NASA Technical Report," National Aeronautics and Space Administration -NASANASA/CR- 2001-210661, 2001.
- [52] L. Saalschütz, *Der belastete Stab unter Einwirkung einer seitlichen Kraft: Auf Grundlage des strengen Ausdrucks für den Krümmungsradius*. B. G. Teubner, 1880, p. 247.
- [53] W. Müller, *Theorie der elastischen Verformung*. Akademische Verlagsgesellschaft Geest & Portig, 1959, p. 327.
- [54] G. Löbel, "Große Biegeverformungen bei schlanken geraden und kreisförmigen Trägern," *ZAMM-Journal of Applied Mathematics and Mechanics/Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik*, vol. 43, no. 1-2, pp. 25-46, 1963.
- [55] R. Obretinow, *Elastische Biegung nach Theorie 3. und 4. Ordnung*. Institut für Konstruktionstechnik der Ruhr-Universität Bochum, 1996, p. 186.
- [56] R. Frisch-Fay, *Flexible bars*. Butterworths, Washington, D.C., 1962, p. 217.

-
- [57] J. Wittenburg und E. Pestel, "Knickprobleme," in *Festigkeitslehre: Ein Lehr- und Arbeitsbuch* Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2011, pp. 333-372.
- [58] W. Schnell, D. Gross, und W. Hauger, *Technische Mechanik: Band 2: Elastostatik*. Springer-Verlag, 2013, p. 297.
- [59] E. E. Sechler, *Elasticity in engineering*. Dover Publications, 1952, p. 413.
- [60] R. Süße, U. Diemar, und G. Michel, *Theoretische Elektrotechnik: Netzwerke und Elemente höherer Ordnung*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2013, p. 241.
- [61] R. Kindmann und U. Krüger, *Stahlbau : 2. Stabilität und Theorie II. Ordnung*, 4. Aufl. ed. Berlin: Ernst, 2008, p. 429.
- [62] S. P. Timoshenko und J. Goodier, *Theory of elasticity*, 3rd ed.: 2011, McGraw-Hill, New York, p. 567.
- [63] H. Rubin und K.-J. Schneider, *Theorie I. und II. Ordnung*, 4., neu bearb. und erw. Aufl. ed. (Werner-Ingenieur-Texte). Düsseldorf: Werner, 2002, p. 358.
- [64] R. W. Ogden, *Non-Linear Elastic Deformations* (Dover Civil and Mechanical Engineering). Newburyport: Dover Publications, 2013, p. 520.
- [65] N. Nielsen und R. Fricke, *Die elliptischen Funktionen und ihre Anwendungen. Erster Teil: Die funktionentheoretischen und analytischen Grundlagen*. JSTOR, 1916, p. 495.
- [66] H. Wittel, D. Muhs, J. Dieter, und J. Voßiek, *Maschinenelemente Normung, Berechnung, Gestaltung : Tabellenbuch*, 20. Aufl. ed. Wiesbaden, 2011, p. 235.
- [67] A. Carrasco, P. P. Pott, und H. Schlaak, "Cilia-based Micro Actuators-Efficient Production of Carbon-Fiber Cilia," *MikroSystemTechnik*, 2011.
- [68] Y. Lirui *et al.*, "Comparison of sizing effect of T700 grade carbon fiber on interfacial properties of fiber/BMI and fiber/epoxy," *Applied surface science*, vol. 264, pp. 326-333, 15.12.2012 2012.
- [69] G. Habenicht, *Kleben. Grundlagen, Technologien, Anwendungen*, 6 ed. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2009, p. 819.

-
- [70] J. Friedrich, *The Plasma Chemistry of Polymer Surfaces. Advanced Techniques for Surface Design*. Wiley-VCH Verlag & Co. KGaA, 2012, p. 451.
- [71] B. A. Miller-Chou und J. L. Koenig, "A review of polymer dissolution," *Progress in Polymer Science*, vol. 28, no. 8, pp. 1223-1270, 08.08.2003 2003.
- [72] V. L. Popov, *Kontaktmechanik und Reibung: Ein Lehr- und Anwendungsbuch von der Nanotribologie bis zur numerischen Simulation*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2009, p. 307.
- [73] W. J. Bartz, *Zur Geschichte der Tribologie. (Handbuch der Tribologie und Schmierungstechnik, Band 1)*. Expert-Verlag GmbH, Ehningen, 1988, p. 147.
- [74] H. Czichos und K.-H. Habig, *Tribologie-Handbuch: Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik*. Springer-Verlag, 2010, p. 690.
- [75] P. L. Menezes, S. P. Ingle, M. Nosonovsky, S. V. Kailas, und M. R. Lovell, *Tribology for scientists and engineers*. Springer-Verlag New York, 2013.
- [76] H. Hölscher, A. Schirmeisen, und U. D. Schwarz, "Principles of atomic friction: from sticking atoms to superlubric sliding," *Philosophical Transactions of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, vol. 366, no. 1869, pp. 1383-1404, 2008.
- [77] M. O. Robbins, "Jamming, friction and unsteady rheology," *Jamming and Rheology: Constrained Dynamics on Microscopic and Macroscopic Scales*, p. 416, 1999.
- [78] K. Sommer, R. Heinz, und J. Schöfer, *Verschleiß metallischer Werkstoffe* (Wiesbaden: Vieweg+ Teubner, no. 4). 2010, pp. 1-17.
- [79] G. Adams und M. Nosonovsky, "Contact modeling—forces," *Tribology International*, vol. 33, no. 5, pp. 431-442, 2000.
- [80] B. Bhushan und M. Nosonovsky, "Scale effects in friction using strain gradient plasticity and dislocation-assisted sliding (microslip)," *Acta materialia*, vol. 51, no. 14, pp. 4331-4345, 2003.
- [81] A. Carpinteri und M. Paggi, "Size-scale effects on the friction coefficient," *International Journal of Solids and Structures*, vol. 42, no. 9, pp. 2901-2910, 2005.

-
- [82] V. L. Popov und M. Heß, *Methode der Dimensionsreduktion in Kontaktmechanik und Reibung*. Springer, 2013.
- [83] E. Gnecco und E. Meyer, *Fundamentals of Friction and Wear on the Nanoscale*. Springer International Publishing Switzerland, 2015, p. 709.
- [84] F. Ferstl, *Reibung, Wärme, Verschleiß: atomkinetische Mechanismen und Modelle in der Tribologie*. Shaker Verlag, 2003, p. 84.
- [85] Z. Xu und P. Huang, "Calculating frictional force with considering material microstructure and potential on contact surfaces," *Frontiers of Mechanical Engineering in China*, vol. 2, no. 4, pp. 474-477, 2007.
- [86] E. Broitman, "The nature of the frictional force at the macro-, micro-, and nano-scales," *Friction*, vol. 2, no. 1, pp. 40-46, 2014.
- [87] J. Gao, W. Luedtke, D. Gourdon, M. Ruths, J. Israelachvili, und U. Landman, "Frictional forces and Amontons' law: from the molecular to the macroscopic scale," *The Journal of Physical Chemistry*, vol. 108, no. 11, pp. 3410-3425, 2004.
- [88] F. P. Bowden und D. Tabor, *Friction: an introduction to tribology*. RE Krieger Publishing Company, 1973.
- [89] F. P. Bowden und D. Tabor, *The friction and lubrication of solids*. Oxford university press, 1986, p. 321.
- [90] F. Hauer, "Die elasto-plastische Einglättung rauer Oberflächen und ihr Einfluss auf die Reibung in der Umformtechnik," Dr.-Ing. Dissertation, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, 2014.
- [91] F. P. Bowden und D. Tabor, *The friction and lubrication of solids*. Oxford university press, 2001.
- [92] I. Hutchings und P. Shipway, *Tribology: friction and wear of engineering materials*. Butterworth-Heinemann, 2017, p. 352.
- [93] J. H. Dieterich und B. D. Kilgore, "Imaging surface contacts: power law contact distributions and contact stresses in quartz, calcite, glass and acrylic plastic," *Tectonophysics*, vol. 256, no. 1, pp. 219-239, 1996.
- [94] P. Berthoud, T. Baumberger, C. G'sell, und J.-M. Hiver, "Physical analysis of the state-and rate-dependent friction law: Static friction," *Physical review B*, vol. 59, no. 22, p. 14313, 1999.

-
-
- [95] P. Berthoud und T. Baumberger, "Shear stiffness of a solid–solid multicontact interface," in *Proceedings of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 1998, vol. 454, no. 1974, pp. 1615-1634: The Royal Society.
- [96] Y. Liu, T. Wu, und D. F. Evans, "Lateral force microscopy study on the shear properties of self-assembled monolayers of dialkylammonium surfactant on mica," *Langmuir*, vol. 10, no. 7, pp. 2241-2245, 1994.
- [97] R. Hönscheid, "Pseudoelastisches Materialverhalten in der reinen Biegung," Universitäts-und Landesbibliothek Bonn, 2009.
- [98] M. Voit, "Faseroptische Schaltmodule," Dr.-Ing. Dissertation, Institut für elektromechanische Konstruktionen, Technische Universität, 2005.
- [99] M. Voit, T. Schary, und H. F. Schlaak, "Kräfte fein dosiert: Dimensionierung einer Parallelführung mit Festkörpergelenken und optimaler Krafteinleitung der Aktoren," *Mechatronik F & M*, vol. 111, pp. 8-9, 2003.
- [100] Y. Wu und Z. Zhou, "Design calculations for flexure hinges," *Review of scientific instruments*, vol. 73, no. 8, pp. 3101-3106, 2002.
- [101] S. T. Smith, *Flexures: elements of elastic mechanisms*. CRC Press, 2014, p. 430.
- [102] Y. M. Tseytlin, "Notch flexure hinges: an effective theory," *Review of Scientific Instruments*, vol. 73, no. 9, pp. 3363-3368, 2002.
- [103] J. M. Paros, "How to design flexure hinges," *Machine design*, vol. 37, pp. 151-156, 1965.

Eigene Veröffentlichungen

- [104] A. G., Carrasco; D. B., Thiem; H. F., Schlaak. *Piezoelectric driven carbon fiber cilia based linear actuators*; In: Actuator 2018, International Conference and Exhibition on new Actuators and Drive Systems, 25. - 27. Juni 2018, Bremen. In: International Conference on New Actuators, 16th., Bremen, [Konferenz- oder Workshop-Beitrag], (2018)
- [105] D. B., Thiem; A. G., Carrasco; J., Cardoletti; A., Lambert; H. F., Schlaak. *Rotary Planar Actuator Using Mechanical Anisotropy of Tilted Carbon Fiber Arrays*; In: Innovative Klein- und Mikroantriebstechnik, 27.-28.09.2017, Saarbrücken. In: GMM-Fachberichte , 89 . Berlin; [Konferenz- oder Workshop-Beitrag], (2017)
- [106] A. C., Carrasco; F., Dassinger; H. F., Schlaak; P. P., Pott. *Modeling of large deflections of carbon fibers in cilia-based piezoelectric actuators*; In: GMM/ETG-Fachtagung - Innovative Klein- und Mikroantriebstechnik, 14.-15. September 2015, Köln., [Konferenz- oder Workshop-Beitrag], (2015)
- [107] A. G., Carrasco; P. P., Pott; H. F., Schlaak. *Manufacture of a micro 2D pillar array of carbon fibers for the cilia-based piezoelectric actuator*; In: ACTUATOR 2014, 23. - 25. Juni 2014, Bremen. In: International Conference on New Actuators , 14. . Bremen, [Konferenz- oder Workshop-Beitrag], (2014)
- [108] A. G., Carrasco; A., Baghshetsyan; P. P., Pott; H. F., Schlaak. : *Test stand for anisotropic friction coefficients of a friction layer of 2D-carbon fiber arrays used in piezo motors*; In: Actuator 2014, International Conference and Exhibition on new Actuators and Drive Systems, 23. - 25. Juni 2014, Bremen. In: International Conference on New Actuators , 14 . Bremen, [Konferenz- oder Workshop-Beitrag], (2014)

-
-
- [109] P. P., Pott; A. G., Carrasco; H. F., Schlaak. *Piezo Stepping Actuator for Biomedical Applications*; In: 48. Jahrestagung der DGBMT, 08.-10.10.2014, Hannover. Hannover, [Konferenz- oder Workshop-Beitrag], (2014)
- [110] P. P., Pott; A. G., Carrasco; H. F., Schlaak. *Cilia-based Piezoelectric Actuators – First Results*; In: ACTUATOR 2012, 18.-20.06.2012, Bremen. Bremen, [Konferenz- oder Workshop-Beitrag], (2012)
- [111] P. P., Pott; A. G., Carrasco; H. F., Schlaak. *Ciliae-based Actuator with Piezoelectric Excitation*; In: Journal of Smart Materials and Structures, 21 064010 (5pp), [Artikel], (2012)
- [112] A. G., Carrasco; P. P., Pott; H. F., Schlaak. *Ciliae-based Micro Actuators – Efficient Production of Carbon-Fibre Ciliae*; In: Mikrosystemtechnikkongress, 10.-12.10.2011, Darmstadt., [Konferenz- oder Workshop-Beitrag], (2011)

Betreute studentische Arbeiten zum Forschungsgebiet

- [113] O. Ben Dali: *Entwicklung einer automatisierten Positionierungsvorrichtung von Anpressflächen für die Charakterisierung von Wimpernantrieben*; Bachelorarbeit 1915, Institut EMK, TU Darmstadt, November 2015.
- [114] L. Horn: *Entwicklung einer Hebelstruktur zur Hubübertragung von piezoelektrischen Wimpernaktoren*; Bachelorarbeit 1856; Institut EMK, TU Darmstadt, Mai 2014.
- [115] A. Baghshetsyan: *Entwicklung eines Messplatzes zur Charakterisierung von Reaktionskräften zwischen Carbonfaseraarrays und Kontaktflächen*; Masterarbeit 1839, Institut EMK, April 2014.

Anhang A

Der wimpernbasierte Rotationsantrieb

In Abbildung A.1 ist der Vorschlag für den Rotations-Wimpernantrieb im parallelen Betriebsmodus vorgestellt. Der Drehantrieb besteht aus dem Piezoelement, das drehgelagerte Federelement, das die vertikale Auslenkung des Piezoelements zu bidirektionalen Drehbewegungen umwandelt, und dem Rotor mit dem Reibkörper aus Kohlenstofffasern, dessen Drehung durch das Freilaufgelenk auf eine Drehrichtung eingeschränkt ist.

Mit dem Antriebsprinzip ist es möglich, aus einem Piezostapelaktor mit Längsausdehnungen Drehbewegungen zu bekommen.

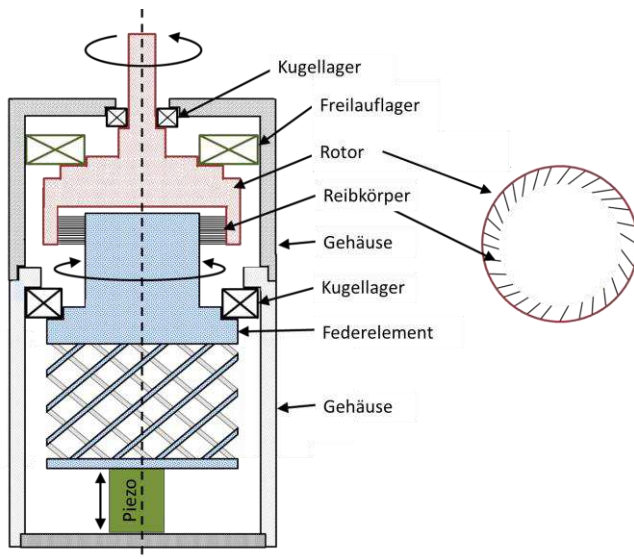


Abbildung A.1 Vorschlag für den Wimpernbasierte Rotationsantrieb im parallelen Betriebsmodus.

Anhang B

Ergänzung zur Berechnung der Biegeverformung

Im Folgenden wird in den Rechenvorgang nach Frisch-Fay [56] als Ergänzung vom Abschnitt 4.2.3.i.b) von Seite 71 eingegangen.

Durch die Integration von Gl. 4.43 nach $d\theta$, von Ω bis $\Omega + \varphi_0$, wird sie zu Gl. B.2 umgeformt. Zugleich wird Gl. B.1 zur Ergänzung der Integration mit $d\theta$ multipliziert.

$$2 \frac{d^2}{du^2} \int_{\Omega}^{\varphi_0 + \Omega} \theta \, d\theta + 2 (l_F \varepsilon)^2 \int_{\Omega}^{\varphi_0 + \Omega} \sin \theta \, d\theta = 0 \quad \text{Gl. B.1}$$

$$d\theta^2 = 2 (l_F \varepsilon)^2 [\cos \theta - \cos(\varphi_0 + \Omega)] \, du^2 \quad \text{Gl. B.2}$$

Daraus wird das Verhältnis zwischen ds und $d\theta$ in Gl. B.3 festgestellt.

$$ds = l_F \, du = l_F \frac{d\theta}{\sqrt{2} (l_F \varepsilon) [\cos \theta - \cos(\varphi_0 + \Omega)]^{\frac{1}{2}}} \quad \text{Gl. B.3}$$

Da die Dehnung bei der Faser vernachlässigt wird, werden Faser- und Bogenlänge als gleich groß angenommen. Somit gilt das Integral von Gl. B.4 für die gesamte Bogenlänge s , die in Gl. B.5 beschrieben ist.

$$l_F = s = \int_0^{\theta = \varphi_0 + \Omega} f(s) \, ds - \int_0^{\theta = \Omega} f(s) \, ds \quad \text{Gl. B.4}$$

$$s = \frac{1}{\varepsilon \sqrt{2}} \left\{ \int_0^{\theta = \varphi_0 + \Omega} \frac{d\theta}{[\cos \theta - \cos(\varphi_0 + \Omega)]^{\frac{1}{2}}} - \int_0^{\theta = \Omega} \frac{d\theta}{[\cos \theta - \cos(\varphi_0 + \Omega)]^{\frac{1}{2}}} \right\} \quad \text{Gl. B.5}$$

Mit der trigonometrischen Identität von Gl. B.6 wird Gl. B.5 zu Gl. B.8 umgeformt.

$$\sin^2\left(\frac{A}{2}\right) = \frac{1 - \cos(A)}{2} \quad \text{Gl. B.6}$$

$$(l_F \varepsilon)^2 = \int_0^{\theta=\varphi_0+\Omega} \frac{d\theta}{\left[\sin^2\left(\frac{\varphi_0+\Omega}{2}\right) - \sin^2\left(\frac{\theta}{2}\right)\right]^{\frac{1}{2}}} - \int_0^{\theta=\Omega} \frac{d\theta}{\left[\sin^2\left(\frac{\varphi_0+\Omega}{2}\right) - \sin^2\left(\frac{\theta}{2}\right)\right]^{\frac{1}{2}}} \quad \text{Gl. B.7}$$

Das Exzentrizitätsmodul der elliptischen Integrale für den Biegefall ist in Gl. B.8 für den maximalen Wert von $\theta = \theta_0 = \varphi_0 + \Omega$ vorgestellt.

$$p = \sin\left(\frac{\varphi_0 + \Omega}{2}\right) \quad \text{Gl. B.8}$$

Gl. B.9 beschreibt das Sinusverhältnis zwischen den elliptischen Vertikalkoordinaten zur Exzentrizität bei einer bestimmten Biegeineigung φ entlang der Biegelinie. Ist das Ende der gebogenen Faser bei $\theta = \Omega + \varphi_0$ erreicht, nimmt ϑ den Wert von $\pi/2$ an. Daraus ergibt sich das Differenzialverhältnis zwischen $d\vartheta$ und $d\theta$, das in Gl. B.10 vorgestellt ist.

$$\sin \vartheta = \frac{\sin\left(\frac{\theta}{2}\right)}{p} = \frac{\sin\left(\frac{\varphi_0 + \Omega}{2}\right)}{\sin\left(\frac{\varphi_0 + \Omega}{2}\right)} \quad \text{Gl. B.9}$$

$$d\vartheta = \frac{\sqrt{1 - p^2 \sin^2 \vartheta}}{2 p \cos \vartheta} d\theta \quad \text{Gl. B.10}$$

Demzufolge ist die Biegelinie der Kohlenstofffaser der Länge l_F durch die elliptischen Integrale von Gl. B.11 der Krümmungsachse s mit einer Winkelamplitude beschrieben, die für die Länge der Faser von ϑ_{min} bis ϑ geht.

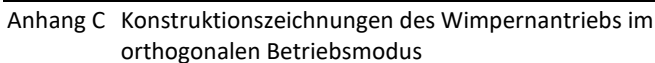
$$s = \int ds = l_F = \frac{1}{\varepsilon} \left\{ \int_0^{\vartheta} \frac{d\vartheta}{\sqrt{1 - p^2 \sin^2 \vartheta}} - \int_0^{\vartheta_{min}} \frac{d\vartheta}{\sqrt{1 - p^2 \sin^2 \vartheta}} \right\} \quad \text{Gl. B.11}$$

Die untere Grenze des Integrals, bei $\varphi = 0$, ist durch ϑ_{min} in Gl. B.12 beschrieben. Die obere Grenze ist in Gl. B.13 mit der Biegeneigung φ zur Darstellung des Verlaufs der Biegelinie ab der Einspannung, bei $\varphi > 0$, bis zum freien Ende der Faser beschrieben. Am freien Faserende der gebogenen Faser ist die maximale Biegeneigung φ_0 erreicht.

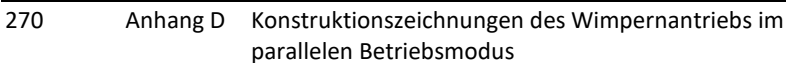
$$\vartheta_{min} = \sin^{-1} \left[\frac{\sin \left(\frac{\Omega}{2} \right)}{p} \right] \quad \text{Gl. B.12}$$

$$\vartheta = \sin^{-1} \left[\frac{\sin \left(\frac{\varphi + \Omega}{2} \right)}{p} \right] \quad \text{Gl. B.13}$$

Konstruktionszeichnungen des Wimpernantriebs im orthonogonalen Betriebsmodus

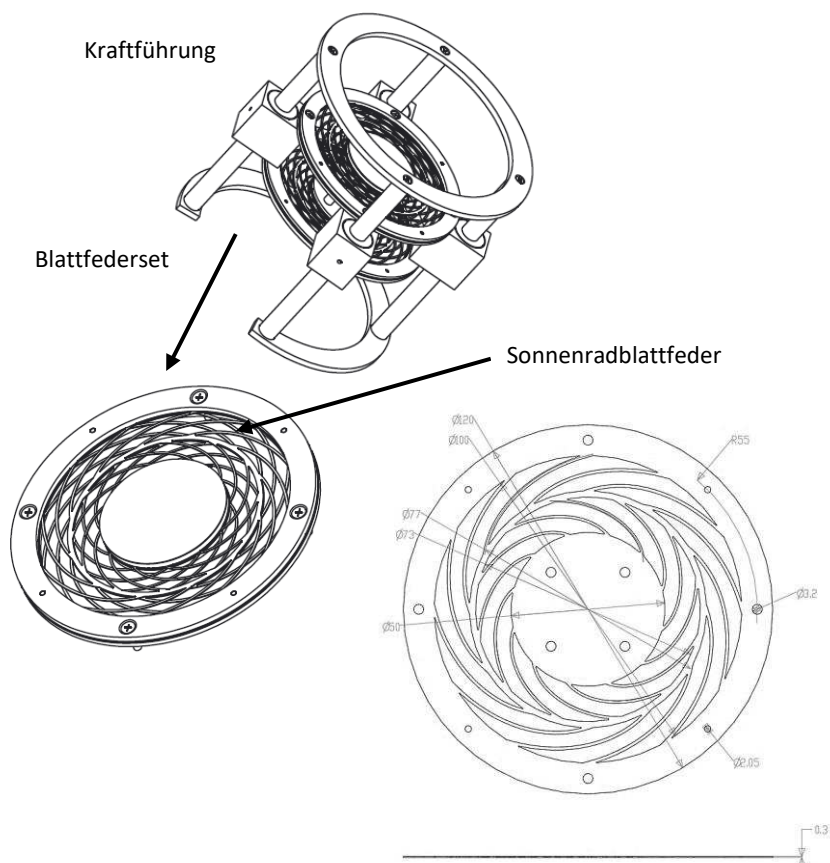


Konstruktionszeichnungen des Wimpernantriebs im parallelen Betriebsmodus



Anhang E

Konstruktionszeichnung einer Sonnenradblattfeder aus der Kraftführung





WISSENSCHAFTLICHER WERDEGANG

PERSÖNLICHE DATEN

Alvaro German Carrasco Subieta
Geb. am 26. November 1981 in Santa Cruz de la Sierra –
Bolivien
Familienstand: verheiratet

SCHULAUSBILDUNG


1986 – 1996 Deutsche Schule in Santa Cruz de la Sierra – Bolivien
1997 – 1999 Abitur am Gymnasium San Lorenzo in Santa Cruz der la
Sierra – Bolivien

STUDIUM

2000 – 2005 Diplom in Elektronik Wissenschaften
Universidad Privada de Santa Cruz de la Sierra
2008 – 2010 Master in Informationstechnik
Hochschule Mannheim

BERUFLICHE TÄTIGKEIT

2006 – 2007 Wartungsingenieur
Cerveceria Pacenña von Inbev, Santa Cruz – Bolivien
2008 – 2010 Wissenschaftlicher Mitarbeiter
am Institut für Prozessmesstechnik und innovative
Energiesysteme an der Hochschule Mannheim



2010 – 2016 Wissenschaftlicher Mitarbeiter
am Institut für Elektromechanische Konstruktionen
an der Technischen Universität Darmstadt

2017 Entwicklungsingenieur
ITK Engineering GmbH

Darmstadt, 10.07.2018